

Gleichtakteffekte bei umrichter- gespeisten Elektromotoren

Dem Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von
M.Sc. Martin Weicker
geboren am 27.03.1988
in Heppenheim

| | |
|-----------------------------|-----------------------------------------------|
| Referent: | Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Andreas Binder |
| Korreferent: | Prof. Dr.-Ing. Gerd Griepentrog |
| Tag der Einreichung: | 28.01.2021 |
| Tag der mündlichen Prüfung: | 19.04.2021 |

Weicker, Martin: Gleichtakteffekte bei umrichter gespeisten Elektromotoren
Darmstadt, Technische Universität Darmstadt,
Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUpriints: 2021
URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-191451
URI: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/19145>
Tag der mündlichen Prüfung: 19.04.2021

Veröffentlicht unter CC BY-SA 4.0 International
<https://creativecommons.org/licenses/>

Erklärungen laut Promotionsordnung

§ 8 Abs. 1 lit. c PromO

Ich versichere hiermit, dass die elektronische Version meiner Dissertation mit der schriftlichen Version übereinstimmt.

§ 8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde.

§ 9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen verfasst wurde.

§ 9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am *Institut für Elektrische Energiewandlung* an der *Technischen Universität Darmstadt*. Ich möchte mich bei allen bedanken, die mir die Promotion ermöglicht haben. Besonders möchte ich mich bei meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Andreas Binder für seine fachliche Betreuung und Ausbildung im Bereich der elektrischen Maschinen bedanken. Prof. Dr.-Ing. Gerd Griepentrog, Leiter des Instituts für Stromrichtertechnik und Antriebsregelung, danke ich für die freundliche Übernahme des Korreferats.

Auf einer soliden Basis aufbauend, führt diese Arbeit den langjährigen Forschungsschwerpunkt parasitärer Effekte bei umrichter gespeisten Elektromotoren am *Institut für Elektrische Energiewandlung* fort. Mein Dank gilt den 14 Firmen, die im Rahmen der Industriegruppe „Bearing currents“ über die gesamte Promotionszeit hinweg maßgeblich zu dieser Arbeit beigetragen haben. Durch praxisnahe Fragestellungen aus dem industriellen Umfeld und großzügige Bereitstellung von Versuchsequipment wie Versuchsmotoren, Umrichtern, Umrichterausgangsfiltern, Motorzuleitungskabeln sowie verschiedene Wälzlagerschmierfette, konnte ich auf Basis umfangreicher Lagerstrommessungen an den Motorenprüfständen die Gemeinsamkeiten und Unterschiede der elektrischen Lagerströme der Maschinen herausarbeiten. Die Arbeit profitierte ebenfalls von dem offenen Informationsaustausch in den regelmäßigen Gruppentreffen sowie in den gemeinsamen Gesprächen. Danken möchte ich auch Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer und den Kollegen vom *Lehrstuhl für Maschinenelemente und Getriebetechnik* (MEGT) an der *Technischen Universität Kaiserslautern*, mit denen wir die gemeinsamen FVA-Projekte FVA 650 I bis II in guter Kooperation erfolgreich bearbeitet haben und zur Zeit das Projekt FVA 650 III bearbeiten.

Danke sagen möchte ich ebenfalls meinen wissenschaftlichen Kolleginnen und Kollegen Dr.-Ing. Jeongki An, Maximilian Clauer, Dr.-Ing. Björn Deusinger, Daniel Dietz, Nicolas Erd, Dr.-Ing. Bogdan Funieru, Dr.-Ing. Yves Gemeinder, Robin Köster, Dr.-Ing. Marcel Lehr, Frau Dr.-Ing. Xing Li, Prof. Dr.-Ing. Oliver Magdun, Dr.-Ing. Gael Messenger, Alexander Möller, Sascha Neusüs, Dr.-Ing.

Kersten Reis, Omid Safdarzadeh und Dr.-Ing. Jinou Wang, für das angenehme Arbeitsklima und die fachlichen Diskussionen. Weiter bedanke ich mich bei allen technischen und administrativen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des *Instituts für Elektrische Energiewandlung*: Andreas Fehring, Markus Lohnes und Klaus Gütlich für die Prüfstandsaufbauten, Motorenmodifikationen zur Lagerstrommessung und die vielen Wälzlagerwechsel bei den Lagerstrom-Dauerversuchen, Herbert Moschko für die Unterstützung bei der Messtechnik sowie Sabine Waldhaus, Anette Gallinat und Annette Siler für die Unterstützung bei der Verwaltung der Forschungsprojekte. Ebenfalls bedanke ich mich bei allen engagierten Studierenden Guilherme Bello, Marcel Bock, Anil Chaulagain, Hossam Elmoossallamy, Jan Friess, Dominik Hassler, Lorenz Herber, Daniel Kadlec, Arne Kamphausen, Philipp Kaufmann, Mehmet Keles, Daniel Masendorf, Florian Perabo, Oliver Reinig, Paul Rezepka, Martin Schwebach, Jonas Springer, Benno Sommer, Philip Schroiff, Vincent Semmler, Andrej Urban, Nicolai Winterstein, Musawar Zaffar, die mich durch ihre Arbeit bei meiner Dissertation unterstützt haben. Zu erwähnen sind auch die wissenschaftlichen Hilfsarbeiter Anisch Bawer, Lukas Kniedel und Philip Schroiff.

Besonders möchte ich mich bei meinen Eltern Wilma und Klaus für ihre Unterstützung und das Ermöglichen meiner wissenschaftlichen Ausbildung bedanken. Durch ihre Förderung konnte ich mir handwerkliche Tätigkeiten und Kenntnisse in mehreren Bereichen aneignen, wie z. B. der Musik, dem Aufbau von elektronischen Schaltungen sowie der Reparatur und Instandhaltung von Verbrennungskraftmaschinen. Meiner Frau Pia danke ich für ihren Rückhalt, ihre Unterstützung und das Verständnis für meine Vorhaben.

Martin Weicker
im Juli 2021

Motivation

Die am Institut für Elektrische Energiewandlung langjährige Forschungstätigkeit auf dem Gebiet der Gleichtakteffekte bei umrichter gespeisten Elektromotoren mit Schwerpunkt auf elektrischen Lagerströmen im Asynchronmotor bietet eine solide Grundlage zur Weiterführung dieses Forschungsbereichs. Beginnend mit der Promotionsarbeit von Prof. A. Mütze im Jahr 2000 sind die Einflüsse des Antriebssystems mit luftgekühlten Standard-Norm-Asynchronmotoren im Leistungsbereich von 1,5 kW bis 500 kW auf Lagerströme theoretisch und messtechnisch untersucht worden. Fortführend entstanden in der Promotionsarbeit von Ass. Prof. O. Magdun detaillierte Simulationsmodelle für die Berechnung hochfrequenter parasitärer Ströme in umrichter gespeisten elektrischen Maschinen. Schwerpunkte in der Promotionsarbeit von Dr.-Ing. Y. Gemeinder sind die Lagerimpedanz und die Lagerschädigung bei Stromdurchgang in umrichter gespeisten Asynchronmotoren.

Ausgehend von Fragestellungen aus der Industrie befasst sich diese Arbeit mit verschiedenen Elektromotorenvarianten (doppelt gespeiste Asynchronmaschine, 90 kW-permanentmagneterregte Synchronmotoren sowie Lüfter- und Kleinantriebe) und deren wesentlichen Einflussfaktoren auf die umrichterbedingten Lagerströme im Elektromotor. Diese Lagerströme können die Lagerlauffläche und das Schmiermittel schädigen und führen zu einem verfrühten Ausfall des Wälzlagers und zu ungewollten Stillstandszeiten des Elektromotors. Ebenfalls treten erhöhte Laufgeräusche durch ein beschädigtes Wälzlager auf. Etwa 51 % der Fehler in elektrischen Maschinen treten durch das Wälzlager auf, hiervon sind 9 % der Fehler auf Lagerströme zurückzuführen [1].

Motivation

Many years of research at the Institute for Electrical Energy Conversion in the field of common-mode effects in inverter-fed electric machines with focus on bearing currents in induction machines provide a solid basis for the continuation of this research area. Starting with the Ph.D. thesis of Prof. A. Mütze in 2000, the influences on bearing currents of drive systems with air-cooled standard induction machines with rated power from 1.5 kW to 500 kW were theoretically investigated and verified by measurements. As a continuation of this research area, detailed simulation models for the calculation of high-frequency currents in inverter-fed electrical machines were developed in the Ph.D. thesis of Assistant Prof. O. Magdun. The Ph.D. thesis of Dr. Y. Gemeinder focuses on the bearing impedance and the bearing damage when current passes through the bearings of inverter-fed induction machines.

Based on questions from industry, this thesis deals with different electric motor types (double-fed induction machine, 90 kW permanent magnet synchronous motors as well as fan drives and smaller machines) and their main influencing factors on the inverter-induced bearing currents in these machines. These bearing currents can damage the bearing surface and the lubricant and lead to premature failure of the rolling bearing and undesired downtimes of the electric motor. There is also increased noise due to a damaged bearing. About 51% of the failures in electrical machines occur due to a bearing failure, of which 9% of the failures are caused by bearing currents [1].

Kurzfassung

In dieser Arbeit sind die verschiedenen Elektromotorenvarianten a) doppelt gespeiste Asynchronmaschine mit einer Bemessungsleistung von 14 kW, b) zwei permanentmagneterregte Synchronmotoren mit je einer Bemessungsleistung von 90 kW sowie c) in Summe vier Lüfter- und Kleinantriebe hinsichtlich umrichterbedingter Lagerströme theoretisch berechnet und messtechnisch untersucht worden. Die Lagerströme der verschiedenen Maschinen sind von den parasitären Maschinenkapazitäten abhängig, die im Wesentlichen durch die geometrische Konstruktion der jeweiligen Elektromotoren beeinflusst wird. Eine analytische und numerische Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten zeigt eine Möglichkeit zur Abschätzung der zu erwartenden Lagerstromart. Auf Basis umfangreicher Lagerstrommessungen ist ein Simulationsmodell verifiziert, das ausschließlich auf wesentliche Komponenten reduziert ist, die Einfluss auf umrichterbedingte Lagerströme im Elektromotor haben und mit dem qualitativ Entlade- und Rotor-Erd-Lagerströme simuliert werden können.

Anschließend liegt der Fokus auf der Wälzlagerimpedanz, die hauptsächlich auf den mechanischen, tribologischen Eigenschaften des Wälzlagers sowie auf den elektrischen Eigenschaften des Schmierfetts beruht. Die Arbeit schließt mit einem Ausblick auf die sich derzeit verändernden Antriebssysteme durch schnell schaltende Silizium-Carbid-Umrichter mit einer Spannungsanstiegsrate von ca. 40 kV/ μ s und höheren Zwischenkreisspannungen bis 800 V in Bezug auf Lagerströme ab.

Als Ergebnis sind die charakteristischen Lagerströme der Elektromotorenvarianten durch geeignete Ersatzschaltbilder berechenbar und nachvollziehbar. Bei der doppelt gespeisten Asynchronmaschine treten aufgrund der Umrichterspeisung der Rotorwicklung mit jeder Schaltflanke hohe Lagerströme auf. Das Lagerstromverhalten von permanentmagneterregten Synchronmaschinen als Innenläufer ist vergleichbar mit dem Lagerstromverhalten bei Asynchronmaschinen. Jedoch sind durch die konstruktiven Unterschiede dieser Motorenvarianten an den Stirnseiten des Rotors und durch den größeren Luftspalt im Vergleich zu einer luftgekühlten Standard-Norm-Asynchronmaschine gleicher Bemessungsleistung [2] die Lager-

stromamplituden der Zirkular-Lagerströme bei permanentmagneterregten Synchronmaschinen nur ca. $1/3$ so groß. In kleinen Lüftermotoren sind hauptsächlich Entladeströme messtechnisch nachgewiesen worden.

Abstract

In this thesis, different electric motor types, a) a doubly-fed induction machine with rated power of 14 kW, b) two permanent magnet synchronous motors with rated power of 90 kW each, and c) a total of four fan drives and smaller electrical machines, were theoretically investigated with focus on inverter-induced bearing currents, which were verified by measurements. The bearing currents of these machines depend on their high frequency parasitic machine capacitances, which are essentially influenced by the geometric design of these machines. Analytical and numerical calculations of the parasitic high frequency machine capacitances show a possibility of estimating the expected type of bearing current. On the basis of in-house bearing current measurements, a simulation model has been verified that is exclusively reduced to essential components which influence inverter-induced bearing currents in electric machines and with which discharge and rotor-to-ground bearing currents can be simulated roughly.

Further the focus is on the bearing impedance, which is mainly based on the mechanical and tribological properties of the bearing and the electrical properties of the bearing lubricant grease. This thesis concludes with an outlook on the currently changing drive systems due to fast switching silicon carbide inverters with a voltage rise time of approx. 40 kV/ μ s and a higher dc-link voltage of up to 800 V with reference to bearing currents.

As a result, the characteristic bearing currents of the electric machine types can be calculated and simulated by using basic equivalent circuit diagrams. In the doubly-fed induction machine, high bearing currents occur with each rising and falling edge of the common-mode voltage due to the inverter-fed rotor winding. The bearing current behavior of surface mounted permanent magnet synchronous machines with internal rotor is comparable to the bearing currents of similar induction machines. However, due to the geometrical differences of these machine types of the rotor and the larger air gap compared to an air-cooled standard induction machine with same rated power [2], the bearing current amplitudes of the circulating bearing currents in surface mounted permanent magnet synchronous machines are only approx. 1/3. In small fan drives mainly electrical discharge

machining bearing currents have been verified by measurements.

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|----------|-----------------------------------------------------------------------------|-----------|
| 1 | Einleitung | 1 |
| 1.1 | Umrichterbedingte Lagerströme - Grundlagen und Stand der Technik | 1 |
| 1.1.1 | Gleichtaktspannung | 3 |
| 1.1.2 | EDM- und kapazitive Lagerströme | 7 |
| 1.1.3 | Rotor-Erd-Lagerströme | 9 |
| 1.1.4 | Zirkular-Lagerströme | 14 |
| 1.2 | Angewandetes Verfahren zur Messung von Lagerstromereignissen | 17 |
| 2 | Doppelt gespeiste Asynchronmaschine | 21 |
| 2.1 | Aufbau, Ersatzschaltbild und parasitäre Maschinenkapazitäten . | 22 |
| 2.2 | Prüfstand zur Lagerstromuntersuchung | 32 |
| 2.3 | Lagerströme der DFIM | 32 |
| 3 | 90 kW-permanentmagneterregte Synchronmotoren | 39 |
| 3.1 | Prüfstands Aufbau: Umrichter und Motorkabel | 41 |
| 3.1.1 | Modifikationen zur Lagerstrommessung und Motorhauptabmessungen | 41 |
| 3.1.2 | Parasitäre Maschinenkapazitäten | 43 |
| 3.1.3 | Gemessene Gleichaktimpedanz der <i>PMSM1</i> | 46 |
| 3.1.4 | <i>BVR</i> -Messung bei permanentmagneterregten Synchronmaschinen | 46 |
| 3.2 | <i>PMSM1</i> mit dem Umrichtertyp <i>Danfoss FC 302</i> | 49 |

| | | |
|----------|-------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 3.3 | <i>PMSM1</i> mit Eigenbau-Umrichter der Fa. <i>HDM</i> | 51 |
| 3.4 | <i>PMSM2</i> mit dem Umrichtertyp <i>Danfoss FC 302</i> | 53 |
| 3.5 | Scheinbare Lagerstromdichte | 54 |
| 4 | Lüfter- und Kleinantriebe | 57 |
| 4.1 | 2,4 kW-permanentmagneterregter Synchronmotor in Außenläuferbauweise <i>Fan1</i> | 58 |
| 4.1.1 | Gemessene Lagerströme des Lüftermotors <i>Fan1</i> | 60 |
| 4.2 | Kleiner Lüfterantrieb <i>Fan2</i> | 71 |
| 4.3 | 1,1 kW-Asynchronmotor <i>IM1</i> | 76 |
| 4.4 | 1,5 kW-Servomotor <i>PMSM3</i> | 80 |
| 4.5 | Scheinbare Lagerstromdichten bei Lüfter- und Kleinantrieben . . | 83 |
| 5 | Berechnung parasitärer Maschinenkapazitäten | 85 |
| 5.1 | Einfluss der Baugröße auf das Lagerspannungsteilerverhältnis <i>BVR</i> | 85 |
| 5.2 | Ansatz zur analytischen Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten | 90 |
| 5.3 | Ansatz zur numerischen Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten | 90 |
| 6 | Simulation von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen | 93 |
| 6.1 | Komponenten des Antriebssystems | 94 |
| 6.2 | <i>Modell 1</i> zur Simulation von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen | 97 |
| 6.3 | Erweiterung des Simulationsmodells | 102 |
| 7 | Eigenschaften von Wälzlagerschmierfetten | 107 |
| 7.1 | Aufbau von Wälzlagerschmierfetten und ihre Eigenschaften . . . | 108 |
| 7.2 | Schmierfilmdicke bei Teil- und Vollschrnierung | 109 |
| 7.3 | Spezifischer elektrischer Widerstand | 113 |
| 8 | Schlussbetrachtung und Ausblick | 121 |
| 8.1 | Vergleich der Maschinentypen | 121 |
| 8.2 | SiC-Umrichter: Steile Spannungsflanken | 124 |
| 8.3 | E-Mobility: Hohe Zwischenkreisspannung | 124 |

| | |
|----------------------------------------------|------------|
| Formelzeichen, Abkürzungen, Indizes | 127 |
| Literaturverzeichnis | 133 |
| Anhang | |
| A Verwendete Messgeräte | 151 |
| B Lagerstrommessungen | 153 |
| C Wickelkopf der PMSM | 157 |
| D Kenndaten der Wälzlagerschmierfette | 159 |
| E Zusätzliche Messung | 161 |

Kapitel 1

Einleitung

Elektrische Lagerströme, die durch die mechanischen Wälzlager des Elektromotors fließen, sind seit vielen Jahrzehnten bekannt und können das Wälzlager schädigen [3], [4], [5]. Diese elektrischen Lagerströme werden in klassische, durch magnetische Asymmetrie verursachte Lagerströme und umrichterbedingte Lagerströme aufgeteilt. Folgend werden nur noch umrichterbedingte Lagerströme behandelt. Ein zu hoher Lagerstrom kann die Lagerlaufläche aufschmelzen und somit das gleichmäßige Abrollen des Wälzkörpers beeinflussen. Ebenfalls kann dieser Lagerstrom das Schmierfett chemisch zersetzen, dadurch kann das Wälzlager geschädigt werden [6]. Ein typischer Wälzlagerschaden mit Riffelbildung durch Stromdurchgang ist in Abb. 1.1 gezeigt. Zur Theorie der Riffelbildung sei hier auf die Literatur [7] verwiesen.

1.1 Umrichterbedingte Lagerströme - Grundlagen und Stand der Technik

Mit der Einführung der getakteten Antriebsumrichter kamen weitere parasitäre Effekte wie Wanderwellen auf der Maschinenzuleitung ([8], Kapitel 8.11), Überspannungsbeanspruchungen der Wicklungsisolationen [9] und umrichterbedingte Lagerströme hinzu. Diese umrichterbedingten Lagerströme können nach Ab-

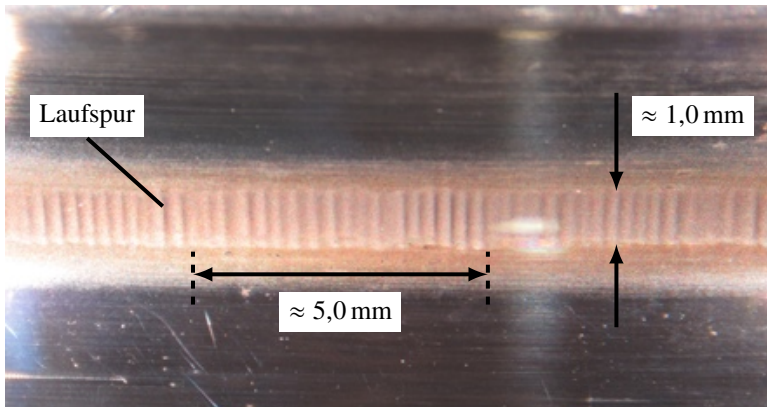


Abbildung 1.1: Riffel auf dem Innenring eines Radialrillenkugellagers vom Typ 6209 C3 nach einer Laufzeit von 1058 Stunden durch elektrische Schädigung mit Rotor-Erd-Lagerströmen. Laufrichtung der Wälzkörper in horizontaler Bildrichtung. Rechnerische scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 1,09 \text{ A/mm}^2$ und eine mittlere gemessene Lagertemperatur $\vartheta_{b,av} = 85 \text{ }^\circ\text{C}$. Eingesetzt war ein hochohmiges Lagerschmierfett bestehend aus dem Grundöl mit Polyalphaolefinen und einem Lithiumverdicker. Der Versuchsmotor ist eine vierpolige Normasynchronmaschine mit einer Bemessungsleistung von 11 kW.

bildung 1.2 in die vier Kategorien kapazitive Lagerströme, EDM-Lagerströme (Durchschlagströme, engl. Electrical Discharge Machining), Zirkular-Lagerströme und Rotor-Erd-Lagerströme unterteilt werden.

Aus der Sicht der Industrie kann folgende Literatur [10] der ehemaligen *Loher GmbH*, heute *Siemens AG*, genannt werden. Zur Reduzierung des schädlichen Lagerstroms kommen verschiedene Abhilfemaßnahmen zum Einsatz, die in der IEC-Norm 60034 Teil 17 zusammengefasst sind [11]. Ein Beispiel für den Einsatz von Umrichter Ausgangsfilter sei hier die Literatur [12] genannt. Verschiedene Ersatzschaltbilder zur Modellierung hochfrequenter Vorgänge im Elektromotor sind in der Literatur [13] gezeigt. Aktuelle Arbeiten auf dem Gebiet der Lagerströme in umrichtergespeisten elektrischen Maschinen sind z. B. [2] und [14].

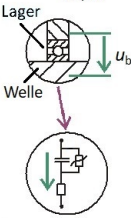

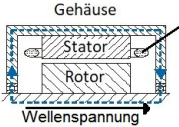
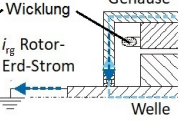
| Umrichterbedingte Gleichtaktspannung u_{CM} | | | |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Kapazitive Lagerströme, kleine Amplituden | Electric-Discharge-Machining (EDM)-Lagerströme | Hochfrequente Zirkular-Lagerströme | Rotor-Erd-Lagerströme |
| du/dt  vernachlässigbar | Lichtbogen über den Schmierfilm EDM = „Electric Discharge Machining“  Mittlere und hohe Drehzahl | HF-Stator-Erd-Strom → HF Ringfluss → Induzierte Wellenspannung  Bei großen Antrieben und kleinen Drehzahlen | Erdung der Welle  Unabhängig von der Drehzahl |

Abbildung 1.2: Unterteilung der umrichterbedingten Lagerströme in vier Lagerstromarten.

1.1.1 Gleichtaktspannung

Die Gleichtaktspannung (1.1) ist der Mittelwert der drei Umrichterphasenspannungen gegen Erdpotential u_{ug} , u_{vg} , u_{wg} und kann messtechnisch als Differenzspannung zwischen dem Sternpunkt der Motorwicklung und dem geerdetem Gehäuse gemessen werden [15]. Diese Spannung verursacht den Gleichtaktstrom i_{CM} , welcher nach (1.2) die Summe der drei Phasenströme i_u , i_v , i_w ist (vgl. Abbildung E.1). Eine typische gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} an den Motorklemmen einer 1,5 kW-Asynchronmaschine mit 2,5 m langer Motorzuleitung ist in Abbildung 1.3 dargestellt. Gegenüber gestellt sind hier die gemessene Gleichtaktspannung zwischen dem Sternpunkt der Maschinenwicklung und dem geerdeten Motorgehäuse sowie die berechnete Gleichtaktspannung nach Formel 1.1 aus den drei gemessenen Phasenspannungen an den Motorklemmen gegen das geerdete Motorgehäuse. Bedingt durch die kurze Kabellänge, welche deutlich unterhalb der kritischen Kabellänge ist und somit keine Spannungsreflexion entsteht, ist die Motorspannung gleich der Umrichterspannung. Die Spannungsüberschwingungen der gemessenen Gleichtaktspannung am Sternpunkt entstehen durch die Tiefpassfilterung der Maschine und ergeben sich aus der Summenbildung der niedrig harmonischen Spannungsschwingungen. Die Gleichtaktspannung schwingt, bedingt durch die Gleichrichtung im Wechselrichter, periodisch um das Nullpoten-

tial. Dies ist in Abbildung 2.11 über einer größeren Zeitskala gezeigt.

Die bei Hochfrequenz wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten bilden einen kapazitiven Spannungsteiler, sodass ca. 1 ... 9 % der Gleichtaktspannung u_{CM} bei Standard-Käfigläufer-Asynchronmaschinen über dem Lager abfällt [14]. Diese maximale Lagerspannung $u_{b,base-to-top}$ wird durch die elektrischen Eigenschaften des Lagerschmierfetts sowie durch den Zustand des hydrodynamischen Schmierfilms begrenzt und kann messtechnisch nur bei vollständig elektrisch isolierendem Schmierfilm gemessen werden. Der Spannungsfall über dem Lager kann nach Formel 1.3 über das Ersatzschaltbild der parasitären Maschinenkapazitäten der Abbildung 1.4 berechnet werden.

$$u_{CM} = \frac{u_{ug} + u_{vg} + u_{wg}}{3} \quad (1.1)$$

$$i_{CM} = i_u + i_v + i_w \quad (1.2)$$

$$BVR_{IM} = \frac{u_b}{u_{CM}} = \frac{C_{sw-r}}{C_{sw-r} + C_{r-f} + C_{b,DE} + C_{b,NDE}} \quad (1.3)$$

Das Ersatzschaltbild aus Abbildung 1.4 kann aufgrund typischer Größenordnungen der Maschinenkapazitäten bei Standard-Käfigläufer-Asynchronmotoren in zwei Abschnitte unterteilt werden. Der erste Teil des kapazitiven Netzwerks, die gestrichelt umrandete größte Kapazität, die Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{sw-f} , beeinflusst maßgeblich die Amplitude \hat{i}_{sg} des sich zeitlich verändernden Stator-Erd-Stroms i_{sg} . Diese Kapazität trägt einen entscheidenden Anteil an der Ausbildung der Rotor-Erd-Lagerströme sowie der Zirkular-Lagerströme bei, die in den Unterkapiteln 1.1.3 und 1.1.4 näher erläutert werden.

Der zweite Teil, bestehend aus den Kapazitäten Statorwicklung-zu-Rotor, Rotor-zu-Gehäuse sowie den beiden Lagerkapazitäten, beeinflusst hauptsächlich die über dem Lager anfallende Lagerspannung u_b . Diese Kapazitäten bestimmen somit die kapazitiven und die EDM-Lagerströme, die im Unterkapitel 1.1.2 näher erläutert werden.

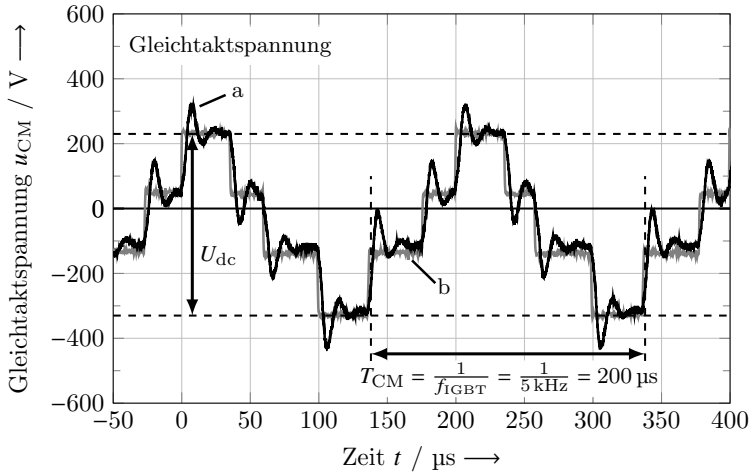


Abbildung 1.3: Gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} bei einer 1,5 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine, 2-Level-Umrichter vom Typ *Danfoss* FC302 mit eingestellter IGBT-Schaltfrequenz von $f_{IGBT} = 5 \text{ kHz}$, Kabellänge 2,5 m, Kabeltyp Y-JZ.

a) Gemessene Gleichtaktspannung zwischen Sternpunkt der Maschinenwicklung und dem geerdeten Motorgehäuse,

b) Berechnete Gleichtaktspannung nach Formel 1.1 aus den drei gemessenen Phasenspannungen an den Motorklemmen gegen das geerdete Motorgehäuse.

Durch die kurze Kabellänge ist die Motorspannung gleich der Umrichterausgangsspannung. Die Spannungsüberschwingungen der gemessenen Gleichtaktspannung am Sternpunkt entstehen durch die Tiefpassfilterung der Maschine und ergeben sich aus der Summenbildung der niedrig harmonischen Spannungsschwingungen.

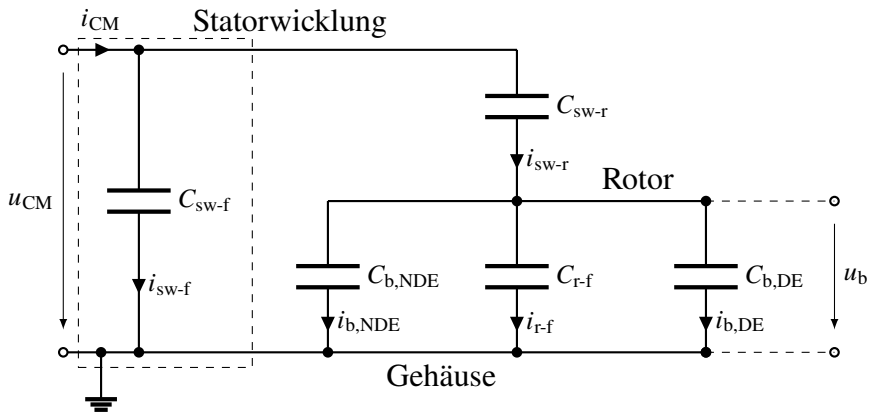


Abbildung 1.4: Ersatzschaltbild der bei höheren Frequenzen (ca. 1 kHz ... 10 MHz) wirkenden parasitären Maschinenkapazitäten mit der Gleichtaktspannung u_{CM} , dem Gleichtaktstrom i_{CM} , den parasitären Maschinenkapazitäten C_{sw-f} : Statorwicklung-zu-Gehäuse, C_{sw-r} : Statorwicklung-zu-Rotor, C_{r-f} : Rotor-zu-Gehäuse und den beiden Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite sowie der Lagerspannung u_b .

1.1.2 EDM- und kapazitive Lagerströme

Die beiden Lagerstromarten kapazitive Lagerströme und EDM-Lagerströme in den beiden linken Spalten der Abbildung 1.2 sind abhängig von der Lagerspannung u_b und können als ein spannungseingeprägtes Ersatzsystem modelliert werden.

Befindet sich das Wälzlager in Vollschnierung, d. h. der Schmierfilm trennt die Kontaktpartner Lagerlaufbahn und Wälzkörper vollständig voneinander, und ist der Schmierstoff elektrisch nicht ausreichend leitfähig, fließt bei jeder Spannungsumladung der parasitären Maschinenkapazitäten ein kapazitiver Lagerstrom durch das Wälzlager. Dieser vernachlässigbar kleine kapazitive Umladestrom ist nach derzeitigem Stand der Technik nicht schädlich für das Lager oder den Schmierstoff.

Ein EDM-Lagerstrom oder Durchschlaglagerstrom tritt, wie oben beschrieben, bei gleichen elektrisch isolierenden Schmierfilmbedingungen ein, falls die Lagerspannung einen ausreichend hohen Wert erreicht, sodass die maximal zulässige Durchschlagfeldstärke des Schmierfilms $E_D = U_b/h_{\min}$ überschritten wird. Experimentelle Untersuchungen an den Lagerprüfständen mit verschiedenen Wälzlagerfetten ergaben einen gerechneten Durchschlagfeldstärkewert von 18 kV/mm ... 40 kV/mm.

Ein typischer gemessener Verlauf eines Durchschlagstroms an einer 1,5 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine mit einem hochohmigem Wälzlagerschmierfett, Lagertyp 6205 C3, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{b,av} = 60^\circ\text{C}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ ist in Abbildung 1.5 dargestellt.

Die Lagerspannung u_b baut sich bis zu ihrem Maximalwert $U_{b,max}$ auf und bricht abrupt zu Null zusammen. Der Lagerstrom i_b beginnt beim Zusammenbruch auf den Maximalwert $I_{b,max}$ anzusteigen und schwingt um Null periodisch aus. Während dieses Lagerstromereignisses bleiben die Phasenspannungen und damit ebenfalls die Gleichtaktspannung u_{CM} konstant.

Während der Entladung wirkt das Wälzlager als niederohmiger Widerstand und die Ladungen auf den beiden parallelen Kapazitäten C_{T-f} und $C_{b,NDE}$ können über das kurzgeschlossene Lager abfließen. Nach der Entladung wirkt das Wälzlager

wieder isolierend, sodass sich erneut eine Lagerspannung aufbauen kann. Solange die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität $C_{\text{sw-r}}$ noch nicht voll aufgeladen ist, kann sich trotz konstanter Gleichtaktspannung erneut eine Lagerspannung aufbauen. Somit können mehrere EDM-Lagerströme pro Gleichtaktspannungsschaltflanke auftreten (vgl. Abb. 2.14).

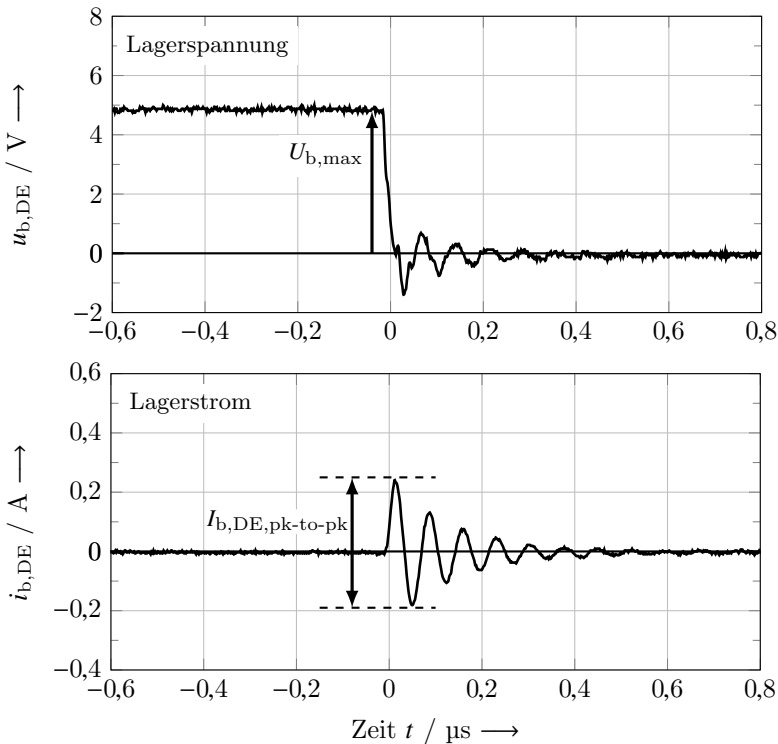


Abbildung 1.5: Gemessener typischer Durchschlagstrom an einer 1,5 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine mit einem hochohmigem Wälzlagerschmierfett, Lagertyp 6205 C3, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{b,av}} = 60^\circ\text{C}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, gleiche Systembedingungen wie bei Abbildung 1.3 und Richtung der Bezugspfeile wie bei Abbildung 1.4.

1.1.3 Rotor-Erd-Lagerströme

Rotor-Erd-Lagerströme i_{rg} können nur fließen, wenn der Rotor z. B. über ein Getriebe oder Anbaugerät geerdet ist. Der zusätzliche Erdfeld über den Rotor ist in der Abbildung 1.6 eingezeichnet. Der Gleichtaktstrom i_{CM} fließt hauptsächlich über die Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{sw-f} , da diese bei Standard-Normasynchronmotoren deutlich größer ist als die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität: $C_{sw-f} \gg C_{sw-r}$. Der Erdstrom kann sich nun je nach Impedanzverhältnissen der parallelen Erdstropfpfade am Gehäuse einmal über das Erdkabel, "Z"_{PE} und "Z"_{Schirm}, und weiter über die parallelen Lagerkapazitäten und der Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität in Reihe mit der Rotor-Erd-Impedanz "Z"_{rg} aufteilen. Wenn bei guter Rotorerdung ein Lagerstrom als Erdstrom über die Lager fließt, wirkt das Lager wie ein resistiver Widerstand mit einem Wert von ca. $R_{b,ROER} = 5 \dots 10 \Omega$ [16].

Eine Rotorerdung wurde bei den Prüfständen des Instituts für Elektrische Energiewandlung mit einer zusätzlichen Silber-Graphit-Bürste zur Kontaktierung des Rotorpotentials sowie einem Rotor-Erd-Kabel zum Erdpotential des Prüffundaments nachgebildet. Ist die Lagerimpedanz niederohmig, wie z. B. bei metallischem Kontakt bei niedrigen Drehzahlen des Rotors, fließt ein Teil des Erdstroms über die Reihenschaltung der niederohmigen Lagerimpedanz und des Rotor-Erd-Pfads. Ein gemessener Rotor-Erd-Lagerstrom ist in Abbildung 1.8 dargestellt. Bei intaktem Schmierfilm und ausreichend guter Statorerdung, z. B. mit einem niederimpedanten Schirmgeflecht des Stator-Erd-Kabels, können trotz der Rotorerdung Durchschlagströme am Wälzlager auftreten. Für die Betrachtung des Worst Case bei reiner Rotorerdung und damit freiem Stator-Erd-Potential kann das Ersatzschaltbild aus Abbildung 1.4 wie in Abbildung 1.7 umgezeichnet werden.

Für die Berechnung des BVR bei reiner Rotorerdung $BVR_{IM,ROER}$ ist die dominante Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{sw-f} im Zähler der Formel 1.4. Bei typischen Normasynchronmotoren ergibt dies ein Spannungsteilverhältnis von ca. 90 %. Angenommen die Wälzlager sind ideale Kapazitäten, die diese hohen Spannungsamplituden aushalten und damit kein Spannungsdurchschlag stattfinden.

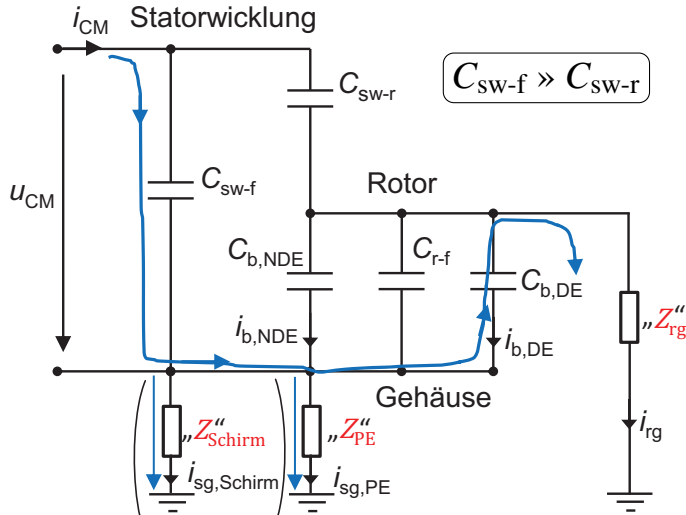


Abbildung 1.6: Ersatzschaltbild der bei höheren Frequenzen (ca. 1 kHz ... 10 MHz) wirkenden parasitären Maschinenkapazitäten bei zusätzlicher Rotorerdung. Der wesentliche Anteil des Lagerstroms ist in Blau gekennzeichnet. Hier angenommen, dass der Lagerstrom nur im antriebsseitigem Lager fließt. In Wirklichkeit kann sich der Lagerstrom auf beide Lagerseiten aufteilen. Dies ist abhängig vom jeweiligen Zustand des Wälzlagers im Zeitpunkt der Gleichtaktspannungsflanke. Beschriftet sind die Gleichtaktspannung u_{CM} , der Stator-Erd-Strom i_{sg} mit der Aufteilung des Kabelschirmstroms sowie dem Erdleiterstrom, der Rotor-Erd-Strom i_{rg} die parasitären Maschinenkapazitäten C_{sw-f} : Statorwicklung-zu-Gehäuse, C_{sw-r} : Statorwicklung-zu-Rotor, C_{r-f} : Rotor-zu-Gehäuse und die beiden Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite. Die Kabelimpedanz „Z“ ergibt sich aus ihren Komponenten R-L-C.

det, wären Spannungsamplituden am Lager von $\pm \hat{u}_b = (\pm 560 \text{ V}/2) \cdot 0,9 \% = \pm 252 \text{ V}$ messbar.

$$BVR_{\text{IM,ROER}} = \frac{-u_b}{u_{\text{CM}}} = \frac{C_{\text{sw-f}}}{C_{\text{sw-f}} + C_{\text{r-f}} + C_{\text{b,DE}} + C_{\text{b,NDE}}} \quad (1.4)$$

Beispiel:

Bei einer typischen Schmierfilmdicke von $h_{\min} = 0,1 \dots 1,0 \mu\text{m}$ und einer Durchschlagfestigkeit des Schmierfetts von ca. $E_D = 30 \text{ kV/mm}$ ergeben sich nach (1.5) maximale Lagerspannungen von $3 \dots 30 \text{ V}$.

$$\hat{u}_{b,\max} = h_{\min} \cdot E_D = 0,1 \dots 1,0 \mu\text{m} \cdot 30 \text{ kV/mm} = 3 \dots 30 \text{ V} \quad (1.5)$$

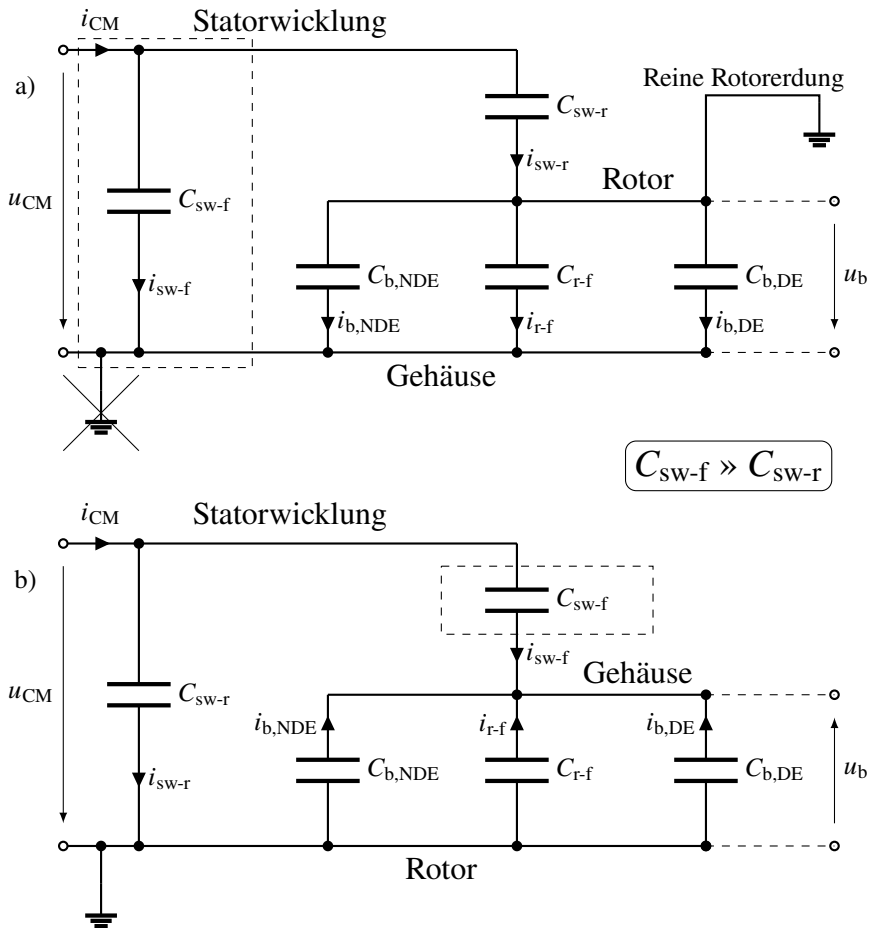


Abbildung 1.7: a) Wie Abbildung 1.4 nur mit reiner Rotorerdung. b) Umgezeichnetes Ersatzschaltbild zum Verständnis des Bearing Voltage Ratios $BVR = u_b/u_{CM}$ bei reiner Rotorerdung.

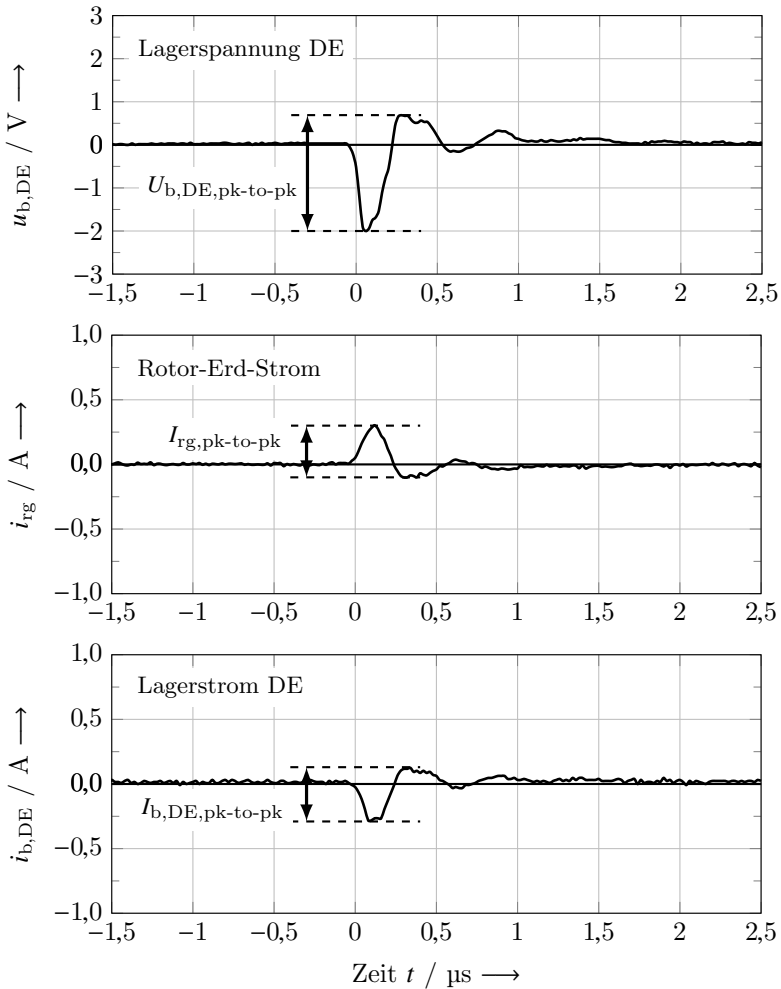


Abbildung 1.8: Gemessener typischer Rotor-Erd-Lagerstrom an einer 1,5 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine mit einem hochhohmigem Wälzlagerschmierfett, Lagertyp 6205 C3, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{b,av} = 60^\circ\text{C}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, gleiche Systembedingungen wie bei Abbildung 1.3 und Richtung der Bezugspfeile wie bei Abbildung 1.4.

1.1.4 Zirkular-Lagerströme

Zirkular-Lagerströme sind Kreisströme, die in der elektrischen Maschine durch beide Lager mit entgegengesetztem Vorzeichen durchfließen. Ihre Ursache ist der Strom, der durch die Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität fließt. Dieser Ableitstrom $i_{\text{sw-f}}$ ruft einen magnetischen Fluss Φ_{Zirk} im Statoreisen hervor, der nach dem Durchflutungssatz eine Wellenspannung u_{sh} im Rotor induziert. Diese Wellenspannung u_{sh} liegt zwischen der Antriebs- und der Nichtantriebsseite an. In der Abbildung 1.9 ist ein Schnittbild der oberen Hälfte einer Asynchronmaschine mit gestricheltem Verlauf des Zirkular-Lagerstroms dargestellt. Ist die Wellenspannung ausreichend groß, typisch ab einer Amplitude von ca. 0,5 V, kann sie einen Kreisstrom in der Masche “antriebsseitiges Wälzlager, Statorblechpaket, nichtantriebsseitiges Wälzlager und Rotor“ treiben. Dieser Kreisstrom bzw. Zirkular-Lagerstrom fließt durch beide Wälzlager und zirkuliert in der genannten Masche mit der Frequenz des verursachenden Erdstroms i_{sg} . Nur bei ausreichend großen Maschinengeometrien wird eine genügend große Wellenspannung induziert, die einen Zirkular-Lagerstrom mit hoher Amplitude hervorruft. Einen messbaren Zirkular-Lagerstrom kann man bei luftgekühlten Industriestandardasynchronmotoren mit Käfigläufer ab ca. 15 kW Bemessungsleistung messen (ca. $\hat{i}_{\text{b,Zirk}} \approx 200 \text{ mA}$). Bei einer Bemessungsleistung von 110 kW weist der Zirkular-Lagerstrom Amplituden von einigen Ampere auf. Ein gemessener typischer Verlauf eines Zirkular-Lagerstroms ist in Abbildung 1.10 dargestellt.

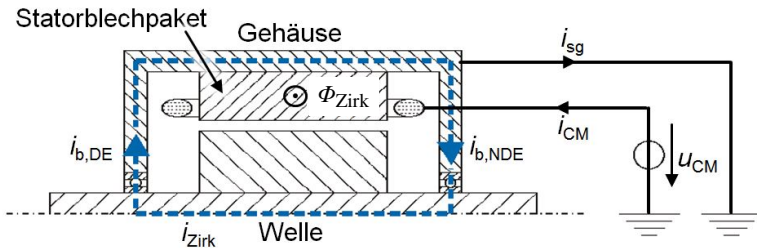


Abbildung 1.9: Schnittbild der oberen Hälfte einer Asynchronmaschine mit gestricheltem Verlauf des Zirkular-Lagerstroms in der Masche “antriebsseitiges (DE) Wälzlager, Statorblechpaket, nichtantriebsseitiges (NDE) Wälzlager und Rotor“. Beschriftet ist die Gleichtaktspannung u_{CM} , der Gleichtaktstrom i_{CM} , der Stator-Erd-Strom i_{sg} , der zirkulierende, magnetische Fluss Φ_{Zirk} und die beiden Lagerströme $i_{b,DE}$ und $i_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite.

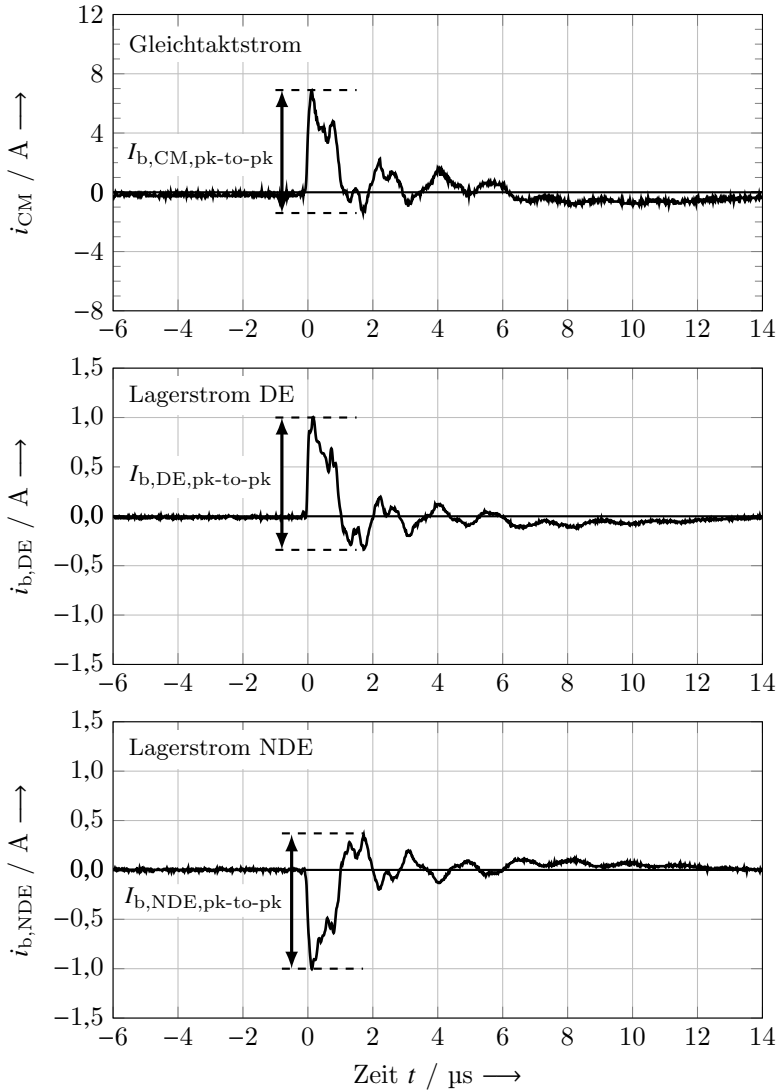


Abbildung 1.10: Gemessener typischer Verlauf eines Zirkular-Lagerstroms an einer 110 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine mit einem hochohmigem Wälzlagerschmierfett in beiden Lagern, Lagertyp 6316 C3, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{b,av} = 65$ °C, $n = 150 \text{ min}^{-1}$, mit 50 m langer, ungeschirmter Motorzuleitung vom Typ NYY.

1.2 Angewandetes Verfahren zur Messung von Lagerstromereignissen

Um vergleichbare Ergebnisse der Lagerstromuntersuchungen mit zuvor durchgeführten Arbeiten [15], [17] und [2] zu erhalten, wurde das in [2] beschriebene Messverfahren zur Messung der Lagerstromereignisse in dieser Arbeit angewendet. Die Lagerströme sind mit einer Strommesszange Modell PR50 des Herstellers *LEM* gemessen worden (Anhang A).

Die Lagerstromereignisse in einem Wälzlager sind abhängig von Randbedingungen, wie z. B. nach einer Spannungsänderung am Umrichter Ausgang, bzw. abhängig von der Pulsfrequenz f_p an den Motorklemmen, hervorgerufen durch die Taktfrequenz f_{IGBT} der IGBT-Module. Jedoch ist eine Vorhersage zu einem bestimmten Zeitpunkt im Wälzlager nicht genau möglich und das Auftreten eines Lagerstroms ist eine statistische Größe. Ebenfalls unterliegt die Amplitude eines Lagerstroms einer Streuung, die durch den aktuellen Zustand des Schmierfetts im Wälzlager beeinflusst wird. Die gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werte der Lagerstromereignisse in dieser Arbeit sind annähernd normalverteilt. Dies ist beispielhaft bei einer Messreihe von Zirkular-Lagerstromereignissen in Abbildung 1.11 gezeigt. Die integrierte Histogrammfunktion des Oszilloskops, Modell LT 364L des Herstellers *Le Croy*, zeigt die gemessene Häufigkeit der Spitze-zu-Spitze-Lagerstromwerte von 50 aufeinanderfolgenden Lagerstromereignissen. Die Histogramm-Ordinate gibt die Häufigkeit der auf der Histogramm-Abszisse aufgetragenen Klassenbreite an.

Messverfahren: Für die teilweise automatisierte Messung der fünf aufeinanderfolgenden Messreihen mit jeweils 50 Lagerstromereignissen wird ein *Lab-View*-Programm verwendet, welches das Oszilloskop fernsteuert [2]. Dieses ist im Rahmen einer Studienarbeit am Institut für Elektrische Energiewandlung programmiert worden [N2]. Für die Aufnahme einer Messreihe werden die Einstellungen der Schaltschwelle (Trigger), die Hold-Off-Zeit, des Triggerdelays sowie die x- und y-Skalierung der Kanäle so gewählt, dass ausschließlich ein Lagerstromereignis pro Oszilloskopfenster erfasst wird. Über die vom Oszilloskop

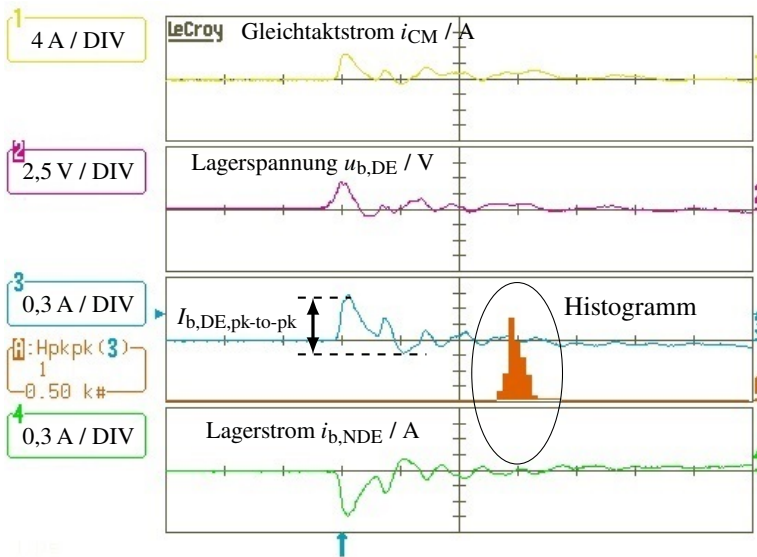


Abbildung 1.11: Gemessener Zirkular-Lagerstrom, mit vom Oszilloskop berechnetem Histogramm des Spitze-zu-Spitze-Lagerstromwerts von 50 Lagerstromereignissen, bei einer 110 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine, Randbedingungen wie bei Abbildung 1.10. Kanal 1: Gemessener Gleichtaktstrom am Motorklemmenkasten, Kanal 2: Lagerspannung A-Seite, Kanal 3: Lagerstrom A-Seite, Kanal 4: Lagerstrom B-Seite, Kanal A: Häufigkeit der über der Klassenbreite aufgetragenen Peak-zu-Peak-Lagerstromwerte, Zeitskalierung 1 μ s/DIV.

bereitgestellte Messfunktion wird der Spitze-zu-Spitze-Wert gemessen. Für die nachträgliche Auswertung speichert das *LabView*-Programm den Mittelwert der in einer Messreihe gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werte und die dazugehörige empirische Standardabweichung sowie die Minimum- und Maximumwerte in einer Exceltabelle. Ein Beispiel für eine Messreihe ist in Abbildung 1.12 dargestellt. Für die Übersichtlichkeit wurde eine Messreihe mit zehn Lagerstromereignissen gewählt. Für weitere Informationen sei hierzu auf [2] verwiesen. Bei den hier dargestellten Lagerstrommessungen über der Rotordrehzahl (z. B. Abbildung 3.8) werden die Drehzahlmesspunkte nicht der Reihe nach angefahren, sondern zwischen verschiedenen Rotordrehzahlen gesprungen, um keine Abhängigkeiten von den umliegenden Messpunkten zu erhalten.

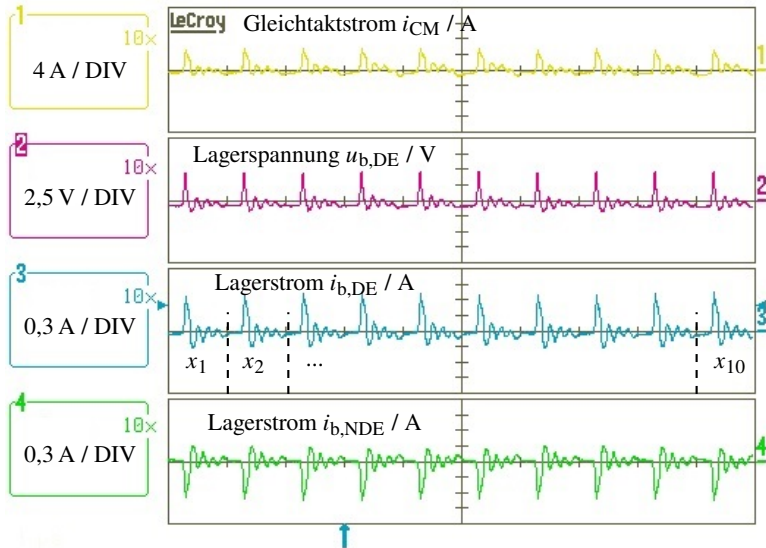


Abbildung 1.12: Beispiel für eine Messreihe mit zehn gemessenen Zirkular-Lagerstromereignissen $x_1 \dots x_{10}$ mit dem "Sequence-Mode" des Oszilloskops bei einer 110 kW-Käfigläufer-Asynchronmaschine, Randbedingungen wie bei Abbildung 1.10. Kanal 1: Gemessener Gleichtaktstrom am Motorklemmenkasten, Kanal 2: Lagerspannung A-Seite, Kanal 3: Lagerstrom A-Seite, Kanal 4: Lagerstrom B-Seite, Zeitskalierung 1 μ s/DIV.

Kapitel 2

Doppelt gespeiste Asynchronmaschine

Die doppelt gespeiste Asynchronmaschine (engl.: doubly-fed induction machine, DFIM) wird für gewöhnlich als Generator in Windenergieanlagen eingesetzt wie z. B. bei der Firma *Siemens Gamesa*. Gegenüber Standardasynchronmaschinen mit Käfigläufer hat sie einige Vorteile. Diese sind der kleiner dimensionierte Umrichter (mit ca. 1/3 der Generatorausgangsleistung) sowie die Anpassung an unterschiedliche Rotordrehzahlen. Dadurch findet man sie auch in Pumpspeicherkraftwerken wie z. B. in der Nähe der thüringischen Stadt *Goldisthal* oder beim derzeit größten Pumpspeicherkraftwerk Europas *FRADES II* in Portugal mit einer Scheinleistung von 420 MVA [18].

Für die Untersuchung von Lagerströmen wurde eine doppelt gespeiste Asynchronmaschine mit einer Bemessungsleistung von 14 kW für Lagerstromuntersuchungen präpariert. Diese Maschine ist ebenfalls Gegenstand einiger Ergebnisse aus der eigenen Veröffentlichung in [E2].

Nachfolgend ist zunächst der Aufbau und das Ersatzschaltbild mit den analytisch berechneten und numerisch simulierten parasitären Kapazitäten dieser Maschine beschrieben. Anschließend werden die Messergebnisse vorgestellt.

2.1 Aufbau, Ersatzschaltbild und parasitäre Maschinenkapazitäten

Aufbau: Die DFIM ist wie eine Standard-Asynchronmaschine aufgebaut, jedoch hat sie anstatt des Läuferkäfigs eine Rotorwicklung, die z. B. über Schleifringe kontaktiert werden kann. Der Aufbau der Maschine ist hier anhand der untersuchten DFIM mit einer Bemessungsleistung von $P_N = 14 \text{ kW}$ erläutert. Die Abbildung 2.1 zeigt den Stator und den Rotor des zerlegten Prüfmotors. Die Betriebsdaten der DFIM sind in Tabelle 2.1 angegeben. Die axiale Länge des Statorblechpakets beträgt etwa 116 mm. Die konzentrische, vierpolige Einsichtwicklung ist in 36 Statornuten eingelegt. Es ergeben sich somit $q = 3$ Nuten pro Pol und Strang. Der Statorinnendurchmesser beträgt $d_{si} = 199 \text{ mm}$.

Die Rotorwicklung ist eine dreiphasige, konzentrische Zweischichtwicklung, die in Stern verschaltet ist und über drei Schleifringe kontaktiert wird. Die beiden Wickelköpfe der Rotorwicklung sind zur Abstützung gegen die Fliehkräfte bandagiert. Zwei Lüfterräder (in Abbildung 2.1, 1)) dienen der Kühlung der Maschine und sind fest auf der Rotorwelle montiert. Über die beiden Lager des Typs 6312 C3 stützt sich der Rotor gegenüber den Lagerschildern ab.

Ersatzschaltbild: Das Ersatzschaltbild, Abbildung 2.2, besteht aus den bei Hochfrequenz wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten Statorwicklung-zu-Gehäuse C_{sw-f} , Statorwicklung-zu-Rotor C_{sw-r} , Rotor-zu-Gehäuse C_{r-f} , Statorwicklung-zu-Rotorwicklung C_{sw-rw} , Rotorwicklung-zu-Rotor C_{rw-r} , Rotorwicklung-zu-Gehäuse C_{rw-f} und den beiden Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite.

Die Gleichtaktspannung des Umrichters $u_{CM,inv}$, welcher an der Rotorwicklung angeschlossen ist, fällt über der Rotorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{rw-f} ab. Ist die Statorwicklung an ein starres Netz mit sinusförmigen Spannungen gleicher Amplitude und gleichem Phasenversatz zwischen den einzelnen Phasen geschaltet, ist die Gleichtaktspannung des Netzes $u_{CM,grid} = 0$.

Die elektrische Spannung über dem Wälzlager kann mit dem Spannungsteilerverhältnis nach der vereinfachten Formel 2.1 berechnet werden. Hierbei ist die Gleich-

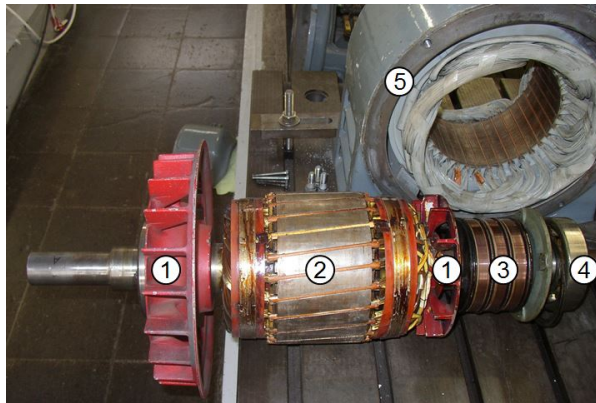


Abbildung 2.1: Rotor und Stator der untersuchten doppelt gespeisten Asynchronmaschine mit einer Bemessungsleistung von 14 kW. 1) Lüfterräder, 2) Rotorblechpaket, 3) Schleifringe zur Kontaktierung der drei Phasen der Rotorwicklung, 4) Lager 6312 C3 auf der Nichtantriebsseite, 5) Stator mit konzentrischer Einschichtwicklung.

Tabelle 2.1: Betriebsdaten der doppelt gespeisten Asynchronmaschine *DFIM*

| | | |
|---------------------------------------------------|-------------------|-----------------------------------|
| Bemessungsleistung | kW | 14 |
| Bemessungsdrehzahl | min ⁻¹ | 1430 |
| Polpaarzahl | - | 2 |
| Achshöhe | mm | 200 |
| Axiale Länge des Blechpakets Rotor, Stator | mm | jeweils 116,4 |
| Statorinnendurchmesser | mm | 199 |
| Anzahl der Statornuten | - | 36 |
| Anzahl der Rotornuten | - | 24 |
| Mechanischer Luftspalt | mm | 1,0 |
| Statornutöffnung | mm | 3,8 |
| Statorwicklungstyp | - | Konzentrische Einschichtwicklung |
| Rotorwicklungstyp | - | Konzentrische Zweischichtwicklung |
| Lagertyp DE und NDE | - | 6312 C3 |
| Analytisch abgeschätztes Lagerspannungsverhältnis | % | 83,8 |
| Gemessenes Lagerspannungsverhältnis | % | 66,0 |

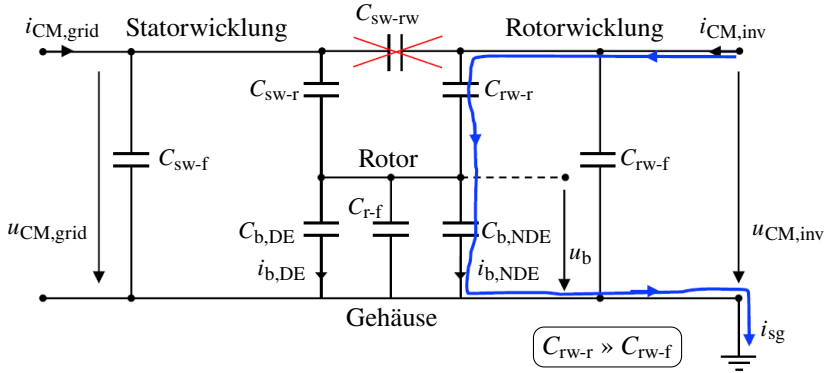


Abbildung 2.2: Ersatzschaltbild der doppelt gespeisten Asynchronmaschine mit der umrichter-bedingten Gleichtaktspannung $u_{CM,inv}$, dem Stator-Erd-Strom i_{sg} , den bei Hochfrequenz wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten Statorwicklung-zu-Gehäuse C_{sw-f} , Statorwicklung-zu-Rotor C_{sw-r} , Rotor-zu-Gehäuse C_{r-f} , Statorwicklung-zu-Rotorwicklung C_{sw-rw} , Rotorwicklung-zu-Rotor C_{rw-r} , Rotorwicklung-zu-Gehäuse C_{rw-f} und den beiden Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite.

taktspannung des Netzes $u_{CM,grid} = 0$ angenommen und die Statorwicklung-zu-Rotorwicklung-Kapazität wurde vernachlässigt. Für eine genauere Berechnung des Spannungsteilers muss das Ersatzschaltbild mit den drei Kapazitäten Rotorwicklung-zu-Rotor, Statorwicklung-zu-Rotorwicklung und Statorwicklung-zu-Rotor mit Anwendung der Dreieck-Stern-Transformation umgewandelt werden. Für die Kapazitätswerte der vorliegenden Maschine ist die Abweichung des BVRs zwischen der genauen Berechnung und der vereinfachten Formel unter einem Prozent.

$$BVR_{DFIM} = \frac{u_b}{u_{CM,inv}} \approx \frac{C_{rw-r}}{C_{rw-r} + C_{r-f} + C_{b,DE} + C_{b,NDE}} \quad (2.1)$$

Parasitäre Maschinenkapazitäten: Zur Berechnung der Werte der bei höheren Frequenzen (ca. 1 kHz ... 10 MHz) wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten werden die Nut- und Blechpaketgeometrien aus Abbildungen 2.3, 2.4 und 2.5 benötigt. Mit den angepassten analytischen Formeln 2.2 ... 2.6 aus [15] sind die parasitären Kapazitäten als Platten- und Zylinderkondensatoren abgeschätzt.

Für die Berechnung der Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität nach Formel 2.2 wird für die Wicklungsisolation die Gesamtpermittivität $\epsilon_{r,ges}$ verwendet, welche sich aus dem Nutisolationspapier und der Vergussmasse zusammensetzt. Für die Berechnung der Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität wurde diese relative Gesamtpermittivität mit $\epsilon_{r,ges} = 4$ abgeschätzt. Dies ist gegenüber der Literaturangabe [15] im Vergleich zu einem typischen Permittivitätswert der Nutisolation mit $\epsilon_{r,ges} = 3,0$ oder zu Aramidpapier mit einer relativen Permittivität von $\epsilon_{r,Aramid} = 3,7$ erhöht, jedoch wird dies hier zur Abschätzung einer größtmöglichen Kapazität verwendet und zeigt bei der Validierung mit den Messwerten für diese Modellannahme eine gute Näherung. Die Lage und Aufteilung der in der Nut vorhandenen Komponenten Gießharz und Nutisolationspapier, bestehend aus Aramidpapier und Polyimidfolie, sind nicht näher bekannt, weil sie durch den Herstellungsprozess variieren. Vereinfachend wird die Runddrahtwicklung als ein massiver Kupferstab angenommen, der mit der Statornutisolation als Dielektrikum gegenüber dem Statorblechpaket eine Kapazität ausbildet.

Die Rotorwicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{rw-r} wird nach dem gleichen Verfahren berechnet, siehe auch Abschnitt 2.2. Die gegenüberliegenden Flächen der als massiver Kupferstab angenommenen Rotorwicklung und des Rotorblechpakets werden als Flächen für einen Plattenkondensator angenommen. Die Vergrößerung der Blechpaketlänge $l_{Fe,r}$ durch die Nutschrägung wird vernachlässigt (Abweichung $< 1\%$).

Zur Berechnung der Kapazitäten Statorwicklung-zu-Rotor C_{sw-r} und Rotorwicklung-zu-Stator C_{rw-f} werden jeweils Reihenschaltungen von Plattenkondensatoren verwendet. Dies wird anhand der Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität durch die Abbildung 2.5 erläutert. Die Fläche des Plattenkondensators wird aus dem Produkt der axialen Länge des Statorblechpakets und der Breite der Statornutöffnung berechnet. Die Dielektrika bestehen aus der Nutisolation, dem Nutverschlusskeil und dem Luftspalt zwischen Stator und Rotor. Die Nutverschlusskeile bestehen hier aus halbrunden Holzstäben.

Die Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität C_{r-f} wird als Zylinderkondensator mit dem Rotoraußen- d_{ro} und Statorinnendurchmesser d_{si} sowie unter Vernachlässigung der Nutöffnungen berechnet.

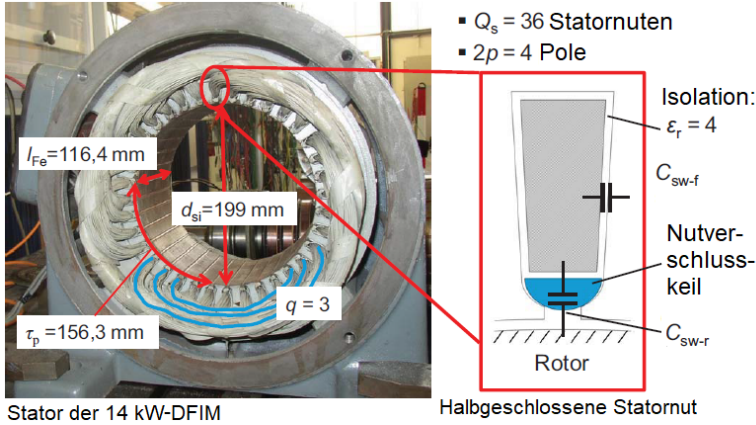


Abbildung 2.3: Stator der doppelt gespeisten Asynchronmaschine und skizzierte Statornutgeometrie zur Berechnung der Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{sw-f} .

$$C_{sw-f,analyt.} = Q_s \cdot C_{sw-f,slot} = Q_s \cdot \epsilon_0 \cdot \epsilon_{r,ges} \cdot \frac{u_{slot,s} \cdot l_{Fe}}{d_{slot}} \quad (2.2)$$

$$C_{rw-r,analyt.} = Q_r \cdot C_{rw-r,slot} = Q_r \cdot \epsilon_0 \cdot \epsilon_{r,ges} \cdot \frac{u_{slot,r} \cdot l_{Fe}}{d_{slot}} \quad (2.3)$$

$$\frac{1}{C_{sw-r,analyt.}} = \frac{1}{C_{iso}} + \frac{1}{C_{wedge}} + \frac{1}{C_{air}} \quad (2.4)$$

mit

$$C_{iso} = \epsilon_0 \cdot s_{Qs} \cdot \frac{\epsilon_{r,iso} \cdot l_{Fe}}{d_{iso}}, \quad C_{wedge} = \epsilon_0 \cdot s_{Qs} \cdot \frac{\epsilon_{r,wedge} \cdot l_{Fe}}{h_{wedge}}, \quad C_{air} = \epsilon_0 \cdot s_{Qs} \cdot \frac{l_{Fe}}{\delta} \quad (2.5)$$

$$C_{r-f,analyt.} = 2\pi \cdot \epsilon_0 \cdot \frac{l_{Fe}}{\ln\left(\frac{d_{si}}{d_{ro}}\right)} \quad (2.6)$$

Die analytisch berechneten parasitären Maschinenkapazitäten sind durch numerische Berechnungen mit dem Finite-Elemente-Programm *JMAG* überprüft worden. Zur numerischen Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten wird das Ersatzmodell nach Abbildung 2.6 verwendet, welches durch Ausnutzung der

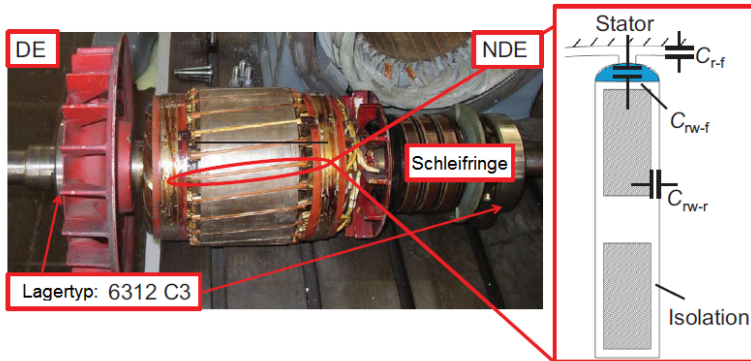


Abbildung 2.4: Rotor der doppelt gespeisten Asynchronmaschine und skizzierte Rotor-
nutgeometrie zur Berechnung der Rotorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{rw-f} .

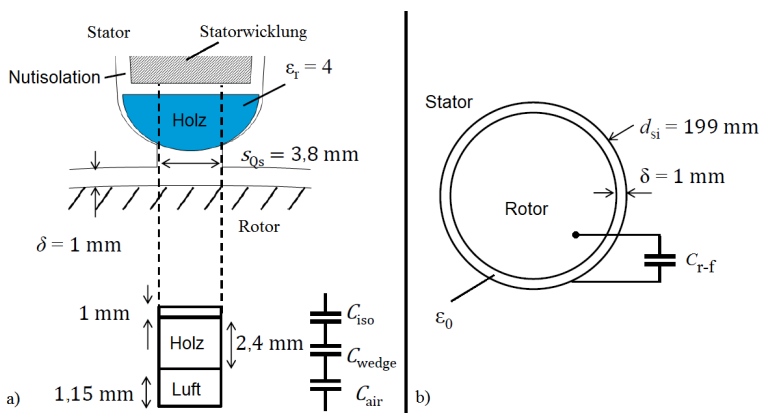


Abbildung 2.5: Qualitative Zeichnung zur analytischen Berechnung der a) Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{sw-r} und b) Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität C_{r-f} unter Vernachlässigung der Nutzungseinflüsse.

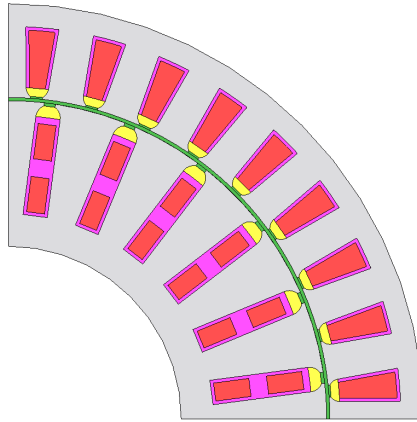


Abbildung 2.6: Ein Viertel der Stator- und Rotorgeometrie der doppelt gespeisten Asynchronmaschine zur Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten. Die Jochhöhe ist kleiner dargestellt als in Wirklichkeit. Das Bild ist erstellt mit dem numerischen Simulationsprogramm *JMAG*.

Symmetrie nur aus einem Viertel der Stator- und Rotorgeometrie besteht. Die Jochhöhe ist hier reduziert dargestellt. Im Programm können Spannungspotentiale φ als Randbedingungen an den einzelnen Elementen vorgegeben und die Ladung Q berechnet werden. Werden die Spannungspotentiale 0 V und 1 V vorgegeben, ergibt sich der gleiche Zahlenwert für die Kapazität C und Ladung Q aus $C = \frac{Q}{U}$. Für die numerische Berechnung der Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität wird an der Statorwicklung das Spannungspotential 1 V und an dem Stator- sowie dem Rotorblechpaket 0 V zugewiesen. Die Ladung Q auf dem Statorblechpaket, die sich aufgrund der angelegten Spannungspotentiale ergibt, entspricht dem Zahlenwert der Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität $C_{\text{sw-f}}$.

Tabelle 2.2: Variation des Kapazitätswerts der Statorwicklung-zu-Rotorwicklung-Kapazität bei sonst gleichbleibenden analytisch berechneten Kapazitätswerten von Tabelle 2.3 und Auswirkung auf das Lagerspannungsteilerverhältnis (BVR).

| C_{sw-rw} | $\Delta BVR = BVR(\text{mit } C_{sw-rw}) - BVR(\text{ohne } C_{sw-rw}) / \%$ |
|-------------|------------------------------------------------------------------------------|
| 28 pF | 0,02 |
| 300 pF | 0,19 |
| 3000 pF | 1,42 |

Zur Berechnung des Wickelkopfeinflusses auf die Statorwicklung-zu-Rotorwicklung-Kapazität wird das Ersatzmodell einer Nut im Wickelkopf nach Abbildung 2.7 verwendet. Mit dem Ergebnis aus dem Finite-Element-Programm *JMAG* wird nach (2.7) die auf beiden Maschinenseiten wirksame Wickelkopfüberhangskapazität berechnet. Hierbei sind die $Q_s = 36$ Statornuten berücksichtigt.

$$C_{sw-rw,ov} = 0,303 \text{ pF} \cdot 36 \cdot 2 = 21,8 \text{ pF} \quad (2.7)$$

Die Auswirkung der Statorwicklung-zu-Rotorwicklung-Kapazität auf das Lagerspannungsverhältnis und damit auf die sich ausbildenden Lagerströme ist vernachlässigbar gering. Tabelle 2.2 zeigt die Auswirkung der Statorwicklung-zu-Rotorwicklung-Kapazität durch Parametervariation auf das Lagerspannungsteilerverhältnis bei sonst gleich angenommenen analytisch berechneten Kapazitätswerten aus Tabelle 2.3.

Vergleich zwischen analytisch und numerisch berechneten parasitären Maschinenkapazitäten: Die analytisch und numerisch berechneten parasitären Maschinenkapazitäten unter Vernachlässigung des Wickelkopfüberhangs sind in Tabelle 2.3 aufgelistet. Die analytischen Werte der Statorwicklung-zu-Gehäuse- und der Rotorwicklung-zu-Rotor-Kapazitäten zeigen eine näherungsweise Abschätzung im Vergleich zu den numerisch berechneten Werten.

Die analytisch berechneten Rotorwicklung-zu-Gehäuse- und die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazitäten sind im Vergleich zu den numerisch berechneten Werten deutlich zu groß, denn die Feldlinien sind über der gesamten Nutöffnungsbreite parallel angenommen. Dies wird nach [19] in analytischen Berechnungen mit

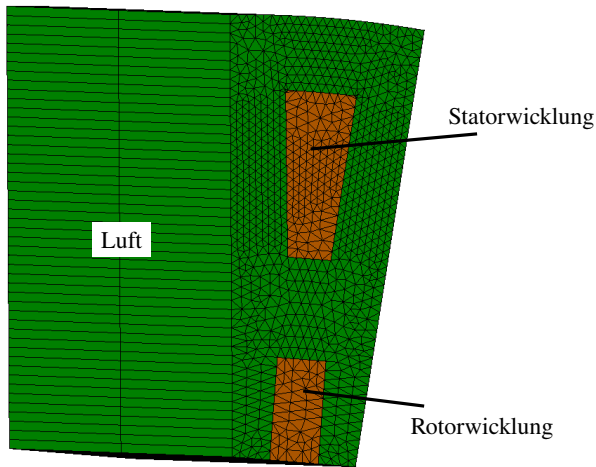


Abbildung 2.7: Ersatzmodell zur Berechnung der Statorwicklung-zu-Rotorwicklung-Kapazität $C_{sw-rw,ov}$ im Wickelkopf nach [16]. Modell erstellt mit dem Programm JMAG.

Feldfaktoren berücksichtigt.

Die analytisch berechnete Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität ist aufgrund der vernachlässigten Nutöffnungen um 34 % größer als der numerisch berechnete Kapazitätswert. Eine Erhöhung der Genauigkeit erfolgt nach [15] z. B. durch die Korrektur der Feldverteilung mit dem *Carter*-Koeffizient.

Messung der Gleichtaktimpedanz: Zur Validierung der berechneten parasitären Maschinenkapazitäten wird die Gleichtaktimpedanz $Z_{CM,DFIM}$ der DFIM nach dem in [20] vorgestellten Verfahren gemessen. Die Rotorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität $C_{rw-r,DFIM}$ wird nach (2.8) mit dem eingezeichneten Messwert ($f_1; Z_1$) aus Abbildung 2.8 berechnet. Der numerisch berechnete Kapazitätswert ist im Vergleich zur Messung um 11 % zu groß, der analytisch berechnete Kapazitätswert um 4 % zu niedrig, abgeschätzt. Für eine genauere Berechnung ist die Geometrie der Wickelkopfüberhänge sowie die genaue Lage der einzelnen Windungen in den Nuten des Blechpakets erforderlich.

Tabelle 2.3: Analytisch und numerisch berechnete parasitäre Maschinenkapazitäten der doppelt gespeisten Asynchronmaschine entlang des axialen Blechpakets bei Vernachlässigung des Wickelkopfüberhangs. Die grau hinterlegten Kapazitäten tragen maßgeblich zur Ausbildung des *BVRs* bei.

| | Einheit | Analytisch | Numerisch (<i>JMAG</i>) |
|-------------|---------|------------|---------------------------|
| C_{sw-f} | nF | 6,64 | 7,37 |
| C_{rw-f} | pF | 321 | 24,1 |
| C_{rw-r} | nF | 4,91 | 5,68 |
| C_{sw-r} | pF | 295 | 67,3 |
| C_{r-f} | pF | 642 | 478 |
| C_{sw-rw} | pF | 28 | 8,2 |

$$C_{rw-r,DFIM} = \frac{1}{2\pi \cdot f_1 \cdot Z_1} = \frac{1}{2\pi \cdot 39,81 \text{ kHz} \cdot 776,4 \Omega} = 5,15 \text{ nF} \quad (2.8)$$

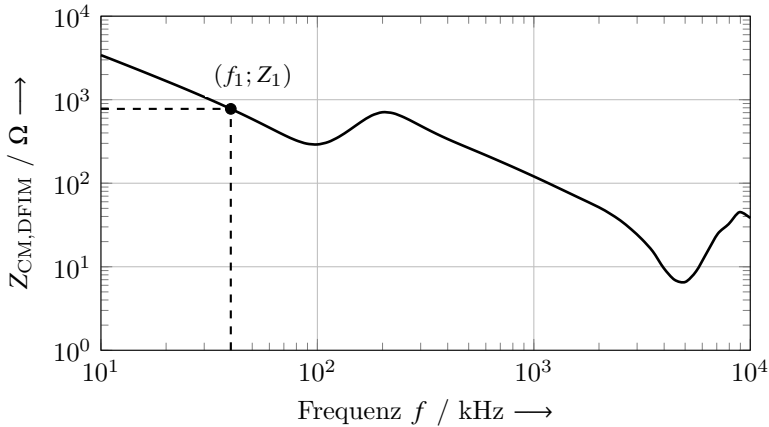


Abbildung 2.8: Gemessene Gleichtaktimpedanz der DFIM über den Frequenzbereich 10 kHz ... 10 MHz nach [20] zur Validierung der analytisch und numerisch berechneten Rotorwicklung-zu-Rotor-Kapazität.

2.2 Prüfstand zur Lagerstromuntersuchung

Die Abbildung 2.9 zeigt den Prüfstand der DFIM mit einer Bemessungsleistung von 14 kW, welcher für Lagerstromuntersuchungen verwendet wird. Zur Drehzahlveränderung des Rotors treibt eine Gleichstrommaschine die DFIM über eine elektrisch isolierte Kupplung an. Die Statorwicklung der DFIM kann mit dem dreiphasigen Netz synchronisiert und zugeschaltet werden. Die Rotorwicklungen werden über den Umrichter des Typs 75 kVA *Siemens Midimaster Vector* gespeist. Um die Isolation der Rotorwicklung gegen die Spannungspulse des Umrichters widerstandsfähig zu machen, wurde der Rotor bei der Firma *Feldmann*, Griesheim, mit dem Tränkharz *Dobeckan FN 3400 LV* getränkt [21]. Nach Datenblatt hat das Tränkharz eine Dielektrizitätskonstante von $\epsilon_r = 3,5 \dots 4,9$ (25 °C ... 100 °C). Zur Messung der Lagerströme auf Antriebs- und Nichtantriebsseite wurden zwei INSOCOAT Lager vom Typ 6312 C3 der Firma *SKF* eingebaut. Diese sind auf der Oberfläche des Außenrings mit einer ca. 100 µm dicken Aluminiumoxidschicht beschichtet und isolieren elektrisch das Lager vom Lagerschild. Diese Lagerisolationen sind mit einer kurzen Kabelbrücke überbrückt, sodass Lagerströme mit einer Strommesszange gemessen werden können.

Gemessen wird die Gleichtaktspannung u_{CM} zwischen dem synthetischen Sternpunkt und dem Motorgehäuse. Sie ist in Abbildung 2.11 über einen Zeitraum von acht Millisekunden dargestellt. Wegen der Gleichrichtung der dreiphasigen Netzspannung im Umrichter schwankt die gemessene Gleichtaktspannung gegenüber dem Bezugspotential des Statorfundaments mit der dreifachen Netzfrequenz 150 Hz um 0 V.

2.3 Lagerströme der DFIM

Die Lagerströme auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite $i_{b,DE}$, $i_{b,NDE}$ sowie die Gleichtaktspannung u_{CM} und die Lagerspannung $u_{b,NDE}$ auf der Nichtantriebsseite wurden gemessen ($u_{b,DE} = u_{b,NDE}$). Die Lagerstrommessungen zeigten eine hohe Lagerstromamplitude von 2 A ... 3 A bei jeder Schaltflanke der Gleichtaktspannung auf der den Schleifringen zugewandten Lagerseite. Diese Lagerströme

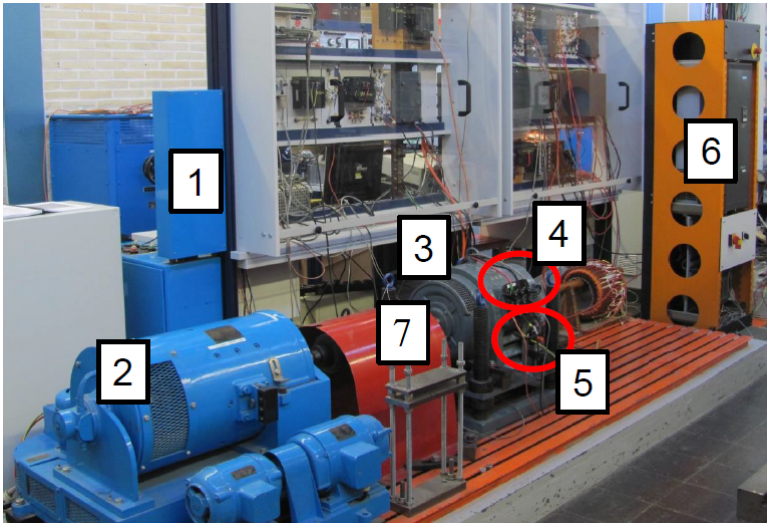


Abbildung 2.9: Prüfstand zur Lagerstromuntersuchung an der doppelt gespeisten Asynchronmaschine (DFIM) mit (1) Drehzahlvorgabe durch Stellung der Ankerspannung, (2) Gleichstrommotor als Antrieb, (3) 14 kW-DFIM, (4) Anschlüsse der Statorwicklung U, V, W , (5) Anschlüsse der Rotorwicklung k, l, m an den Umrichter (6) mit der Typenbezeichnung 75 kVA *Siemens Midimaster Vector*, (7) elektrisch isolierte Wellenkupplung.

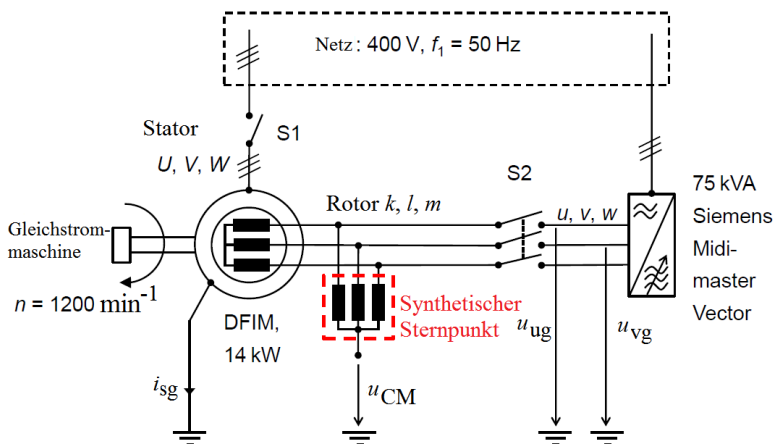


Abbildung 2.10: Elektrisches Ersatzschaltbild des Prüfstands mit Schalter S1 zur Zuschaltung der Statorwicklung und Schalter S2 zur Zuschaltung des Umrichters an die Rotorwicklung. Zur Messung der Gleichtaktspannung ist ein synthetischer Sternpunkt außerhalb der Maschine gebildet.

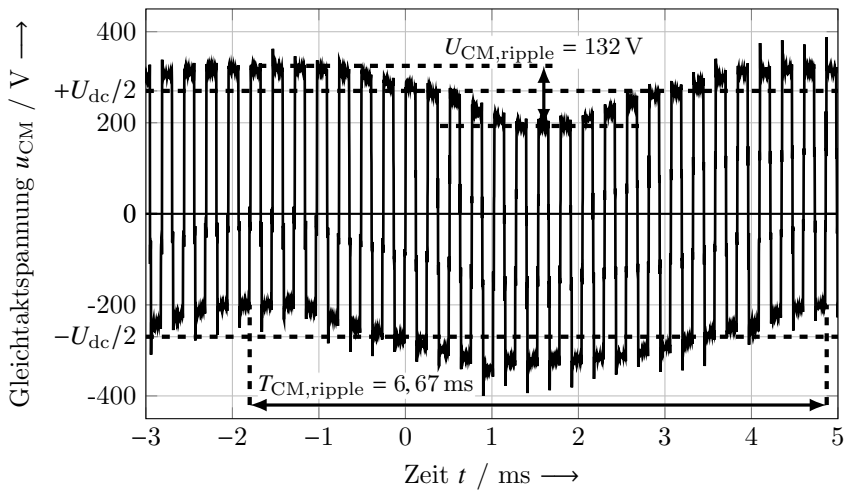


Abbildung 2.11: Gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} zwischen dem synthetischen Sternpunkt und dem Motorgehäuse bei der Rotordrehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$. Die Umrichtertaktfrequenz beträgt 4 kHz.

treten über den gesamten Rotordrehzahlbereich $0 \dots 3000 \text{ min}^{-1}$ auf.

Abbildung 2.13 zeigt die Lagerströme exemplarisch bei einer Rotordrehzahl $n = 750 \text{ min}^{-1}$ und einer Lagertemperatur $\vartheta_b = 28 \text{ }^\circ\text{C}$.

Aus der Messung von Abbildung 2.13 ist zu erkennen, dass sich das Wälzlager bei Stromdurchgang wie ein *Ohm*'scher Widerstand verhält und die Lagerspannung kein Abbild der Gleichtaktspannung ist. Während Lagerströme mit Amplituden von 2 A ... 3 A durch das nichtantriebsseitige Wälzlager fließen, sind Umladeströme in dem antriebsseitigen Wälzlager mit Amplituden von nur 10 mA ... 100 mA zu erkennen.

Ausschließlich bei niedrigen Lagertemperaturen und nach Beschleunigungsvorgängen des Rotors konnten zusätzlich zu den *Ohm*'schen Lagerströmen ebenfalls EDM-Lagerströme gemessen werden. Diese sind in Abbildung 2.14 nach einem Beschleunigungsvorgang des Rotors von $n = 300 \text{ min}^{-1}$ auf $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ zu sehen. Diese EDM-Lagerströme nehmen Werte von ca. 10 % der *Ohm*'schen Lagerströme an.

Messen des *BVR*

Zur Bestimmung des *BVR* wird der Rotor der DFIM extern mit $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ angetrieben und an der kurzgeschlossenen Rotorwicklung wird ein Rechtecksignal mit einer Spitze-zu-Spitze-Spannung von 10 V und einer Taktfrequenz von 10 kHz eingeprägt. Es werden gleichzeitig die rechteckförmige Gleichtaktspannung $u_{\text{CM,r}}$ an der kurzgeschlossenen Rotorwicklung sowie die Lagerspannung auf der Nichtantriebsseite $u_{\text{b,NDE}}$ aufgenommen. Bei voll aufgebautem Schmierfilm und keinen Spannungsdurchschlägen in den Lagern wird aus der Messung der Spitze-zu-Spitze-Lagerspannung $U_{\text{b,NDE,pk-to-pk}}$ und der Spitze-zu-Spitze-Gleichtaktspannung $U_{\text{CM,pk-to-pk}}$ aus Abbildung 2.12 das *BVR* zu 66 % bestimmt.

Abhilfemaßnahmen

Eine Abhilfemaßnahme kann die elektrische Isolierung beider Lager gegenüber dem Lagerschild sein, dies wird z. B. bei großen Windenergiegeneratoren eingesetzt. Ebenfalls können diese Art von Lagerströmen der doppelt gespeisten Asynchronmaschine durch Vergrößern der Impedanz des Gleichtaktstrompfads reduziert werden. Im Labor wurden beide Abhilfemaßnahmen erfolgreich getestet.

Die Lagerströme können ebenfalls über eine Reduzierung der Gleichtaktspannung u_{CM} durch Umrichtermodifikationen effektiv reduziert werden. An dieser Stelle sei auf die beiden Dissertationen von Dr. B. Rückert [22] und Dr. J. Zitzelsberger [23] verwiesen, die sich u. a. mit der Änderung und Anpassung der IGBT-Ansteuerung befassen.

Mit einem Lagerspannungsteilerverhältnis von über 60 % fällt an den Lagern der doppelt gespeisten Asynchronmaschine ein Großteil der Gleichtaktspannung u_{CM} ab. Es treten daher bei jeder Änderung der Gleichtaktspannung hohe Lagerströme auf, die die Lebensdauer der Lager reduzieren können.

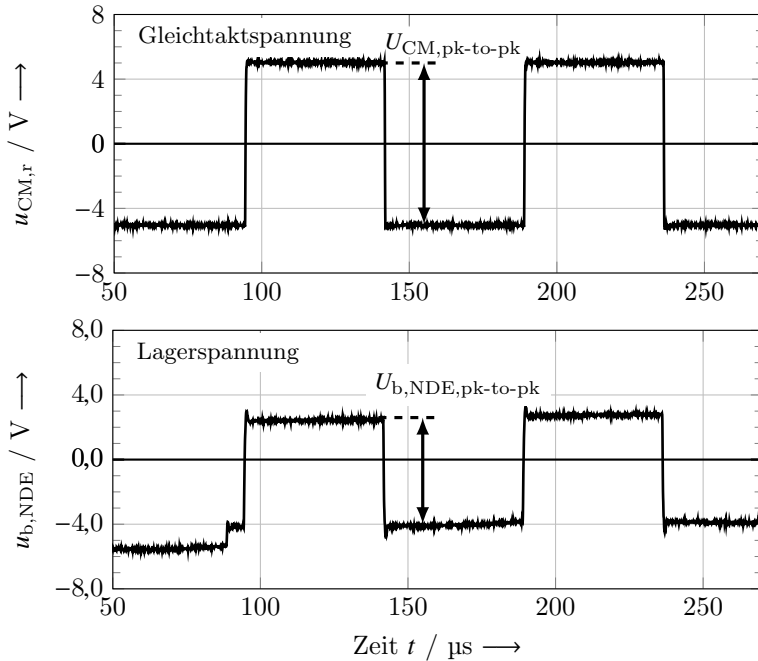


Abbildung 2.12: Messung des Verhältnisses zwischen Lagerspannung und Gleichtaktspannung (BVR) bei extern angetriebenem Rotor mit $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ und eingepprägter Rechteckspannung als Gleichtaktspannung an den kurzgeschlossenen Rotorwicklungen 10 V Spitze-zu-Spitze. Die Anschlüsse der Statorwicklung sind während der Messung offen.

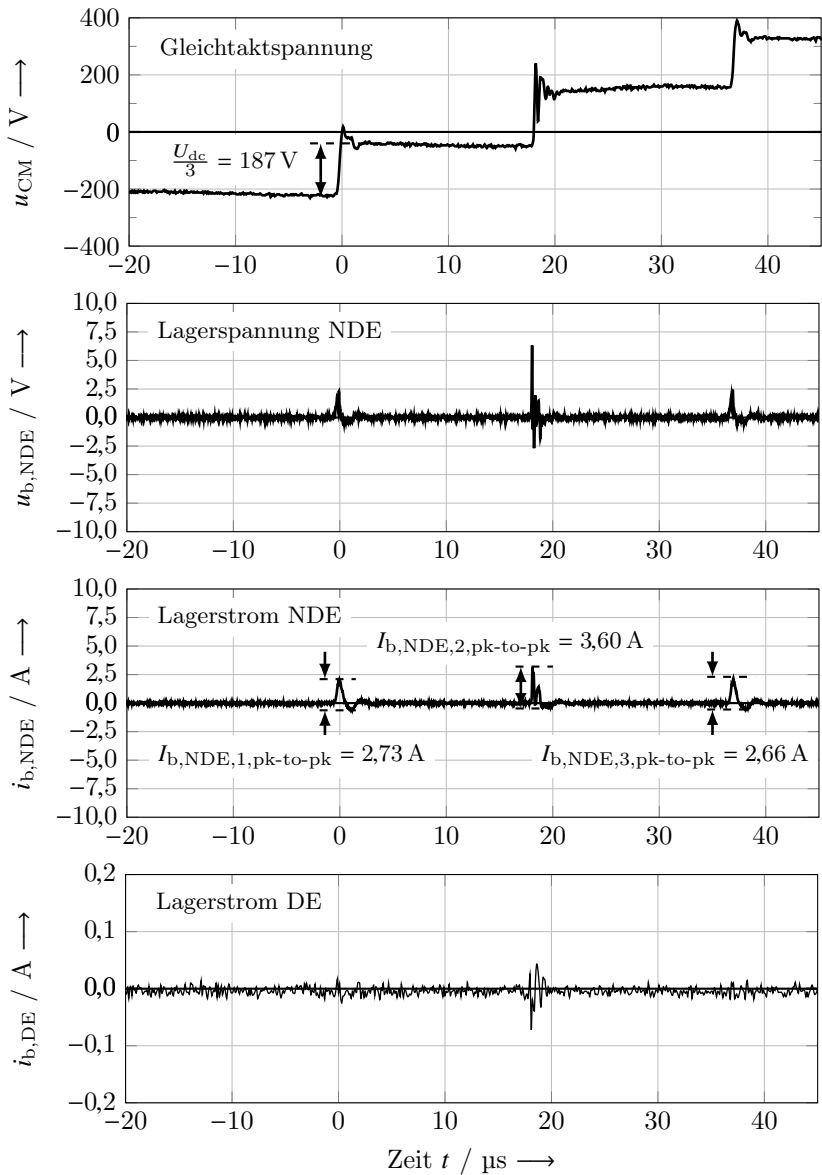


Abbildung 2.13: Gemessene Lagerströme $i_{\text{b,DE}}$ und $i_{\text{b,NDE}}$ auf der Antriebs- und Nicht-antriebsseite der DFIM bei Rotordrehzahl $n = 750 \text{ min}^{-1}$ und zugeschaltetem Netz an der Statorwicklung. Die Lagertemperatur beträgt $\vartheta_{\text{b}} = 28 \text{ }^{\circ}\text{C}$ und die Umrichtertaktfrequenz ist auf 4 kHz eingestellt.

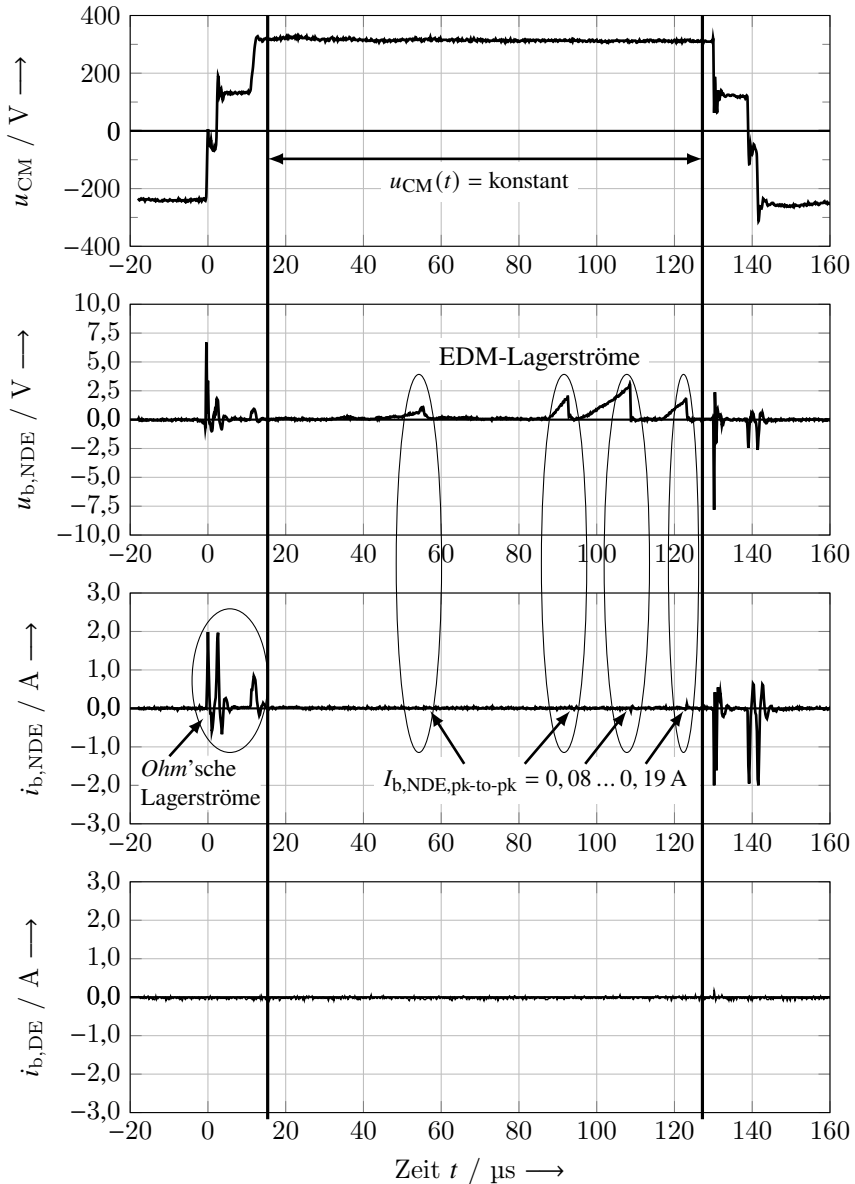


Abbildung 2.14: Gemessene Lagerströme $i_{\text{b,DE}}$ und $i_{\text{b,NDE}}$ auf der Antriebs- und Nicht-antriebsseite der DFIM kurz nach Beschleunigung des Rotors von $n = 300 \text{ min}^{-1}$ auf $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ und nicht zugeschaltetem Netz an der Statorwicklung. Die Lager-temperatur beträgt $\vartheta_{\text{b}} = 30^\circ \text{C}$ und die Umrichtertaktfrequenz ist auf 4 kHz eingestellt.

Kapitel 3

Zirkular- und EDM-Lagerströme bei zwei 90 kW- permanentmagneterregten Synchronmotoren

In der derzeitigen Literatur sind nur wenige Informationen über Lagerströme in permanentmagneterregten Synchronmaschinen (PMSM) vorhanden. Es sind jedoch vereinzelt Fälle bekannt, bei denen Wälzlager in Synchronmaschinen mit der Achshöhe 160 mm mit einer Bemessungsleistung von 90 kW ausgefallen sind. Deswegen sind folgend zwei Synchronmaschinen mit gleichen Bemessungsdaten, jedoch von verschiedenen Herstellern und nachfolgend mit *PMSM1* und *PMSM2* benannt, für Lagerstrommessungen präpariert und vermessen worden [E3]. Die Betriebsdaten beider Maschinen sind in Tabelle 3.1 aufgelistet. Ein qualitatives Zeigerdiagramm einer PMSM im motorischen Nennbetrieb zeigt Abbildung

3.1.

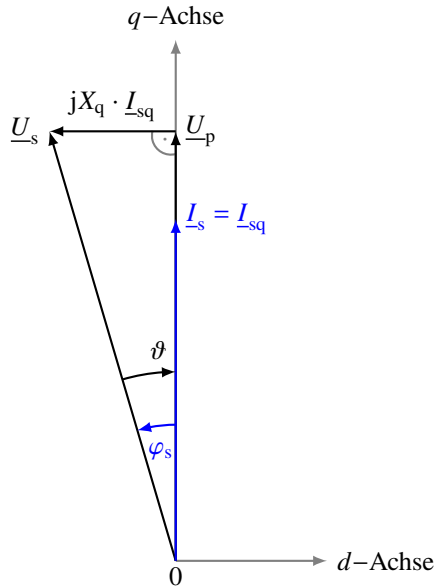


Abbildung 3.1: Qualitatives Zeigerdiagramm einer permanentmagnetenerregten Synchronmaschine bei eingprägtem q -Strom im motorischen Nennbetrieb.

Motor *PMSM1* wird zusätzlich mit einem zweiten Umrichter betrieben und hinsichtlich Lagerströme vermessen. Es zeigen sich in beiden Motoren bei niedrigen Rotordrehzahlen kleiner $n = 300 \text{ min}^{-1}$, bei denen sich der elasto-hydrodynamische Schmierfilm noch nicht vollständig aufgebaut hat, Zirkular-Lagerströme mit einem Spitze-zu-Spitze-Lagerstromwert von ca. 1 A. Im Vergleich hierzu zeigen Standard-Käfigläufer-Normasynchronmaschinen gleicher Bemessungsleistung einen dreifach höheren Spitze-zu-Spitze-Lagerstromwert (vgl. Kapitel 8.1).

Die Ergebnisse sind durch analytische und numerische Berechnungen der parasitären Maschinenkapazitäten verifiziert. Ein Vergleich zwischen PMSM, DFIM und ASM, der die Unterschiede in der Ausbildung von Lagerströmen anhand des Maschinendesigns erläutert, ist in Abschnitt 8.1 zu finden.

3.1 Prüfstands Aufbau: Umrichter und Motorkabel

Beide Versuchsmotoren werden mit demselben Prüfstands Aufbau hinsichtlich Lagerströme untersucht. Der verwendete Umrichter des Typs FC 302 der Firma *Danfoss* ist ein Spannungszwischenkreisumrichter mit der Zwischenkreisspannung $U_{DC} = 580 \text{ V}$ und wird mit einer Schaltfrequenz der IGBTs von $f_{IGBT} = 4,5 \text{ kHz}$ betrieben. Das geschirmte Motoranschlusskabel des Typs 2YSLCY-J ist $l_{\text{Kabel}} = 15 \text{ m}$ lang. Beide Motoren sind ohne Lastmaschine im Leerlauf vermessen und U/f -gesteuert betrieben worden.

3.1.1 Modifikationen zur Lagerstrommessung und Motorhauptabmessungen

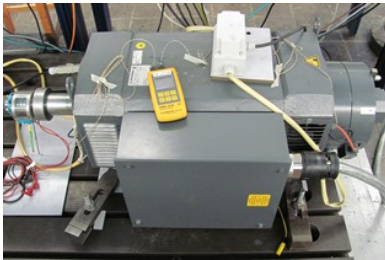
Zur Messung der Lagerströme wurden die Motorlager gegen INSOCOAT-Lager ausgetauscht und die auf der Außenringseite vorhandene Isolationsschicht aus ca. $100 \mu\text{m}$ dickem Aluminiumoxid mit einer kurzen Kabelbrücke gebrückt. Zur Messung der Lagerströme der beiden Lager wurden Strommesszangen des Typs *i50s* der Firma *Fluke* verwendet.

Der Lagertyp sowie die Anzahl der Wälzkörper und der Innen- und Außendurchmesser der Wälzlager können der Tabelle 3.2 entnommen werden. Die Lager auf der Nichtantriebsseite sind geringfügig kleiner als die Lager auf der Antriebsseite. Ein größeres Wälzlager auf der Antriebsseite ist für Antriebsmaschinen typisch, um Radialkräfte durch z.B. den Riemenzug eines Antriebsriemens aufzunehmen. Die Abbildung 3.2 zeigt die beiden auf dem Prüfstand montierten Versuchsmotoren. Gegenüber dem Prüfstandsfundament sind die Motoren elektrisch isoliert befestigt und werden nur über ein PE-Kabel durch den Umrichter geerdet. Der Kabelschirm liegt auf der Umrichterseite am Gehäuse an, am Motorklemmkasten ist der Schirm zum Motorgehäuse elektrisch isoliert. Somit fließt der gesamte Erdstrom über das PE-Kabel, der hier mit der Strommesszange vom Typ *TCP303* des Herstellers *Tektronix* gemessen wird.

Das Statorblechpaket der beiden PMSM unterscheidet sich hauptsächlich in

Tabelle 3.1: Betriebsdaten der beiden untersuchten permanentmagneterregten Synchronmaschinen *PMSM1* und *PMSM2*

| | Einheit | <i>PMSM1</i> | <i>PMSM2</i> |
|------------------------------|-------------------|--------------|-----------------|
| Bemessungsleistung | kW | 90 | 89,3 |
| Bemessungsdrehzahl | min ⁻¹ | 3000 | 3000 |
| Polpaarzahl | - | 3 | 4 |
| Bemessungsfrequenz | Hz | 150 | 200 |
| Achshöhe | mm | 160 | 160 |
| Axiale Länge des Blechpakets | mm | 210 | 310 |
| Statorinnendurchmesser | mm | 188,4 | 190 |
| Mechanischer Luftspalt | mm | 1,1 | 1,0 |
| Anzahl der Statornuten | - | 36 | 48 |
| Lagertyp DE | - | 6317 C3 | 6215 C3 |
| Lagertyp NDE | - | 6214 C3 | 6212 C3 |
| Luftkühlung | - | Wellenlüfter | Externer Lüfter |
| Gesamte axiale Gehäuselänge | mm | 795 | 670 |



a)



b)

Abbildung 3.2: Prüfstände der 90 kW-PMSM mit Oberflächenmagneten aus NdFeB und einer Achshöhe von 160 mm: a) *PMSM1* mit einer axialen Blechpaketlänge von $l_{Fe} = 210$ mm und $Q_s = 36$ Statornuten, b) *PMSM2* mit einer axialen Blechpaketlänge von $l_{Fe} = 310$ mm und $Q_s = 48$ Statornuten (Kompakte Bauweise: Blechpaket ist gleichzeitig das Gehäuse).

Tabelle 3.2: Bezeichnungen und Abmessungen der verwendeten Radialrillenkugellager der beiden PMSM

| | Einheit | <i>PMSM1</i> | | <i>PMSM2</i> | |
|-------------------------------------------|---------|--------------|------|--------------|------|
| | | DE | NDE | DE | NDE |
| Lagertyp (INSOCOAT), Lagerluft jeweils C3 | - | 6317 | 6214 | 6215 | 6212 |
| Anzahl der Wälzkörper | - | 8 | 10 | 11 | 10 |
| Lageraußendurchmesser | mm | 180 | 125 | 130 | 110 |
| Lagerinnendurchmesser | mm | 85 | 70 | 75 | 60 |

der Anzahl der Statornuten Q_s sowie dem Statornutquerschnitt. Zum Vergleich beider Statornutquerschnitte sind diese in Abbildung 3.3 nebeneinander dargestellt. Beide Maschinen sind Niederspannungsmaschinen und für einen Betrieb mit $U_N = 400 \text{ V}$ ausgelegt. Die dreiphasige konzentrische Einschichtwicklung mit lackisoliertem Runddraht liegt in den halbgeschlossenen Statornuten. An der *PMSM1* sind 36 Statornuten am Blechumfang verteilt und die Spulen werden durch einen Nutkeil in der Statornut fixiert. Hierdurch hat die Statorwicklung einen größeren Abstand von ca. 6 mm zur Rotoroberfläche als bei der *PMSM2* mit ca. 3,2 mm. Dies hat einen entscheidenden Einfluss auf die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{sw-r} und wirkt sich nach Formel 1.3 deswegen auf den Spannungsfall über dem Lager aus.

3.1.2 Parasitäre Maschinenkapazitäten

Zur Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten im Wickelkopf sind, wie in Abbildung 3.4 dargestellt, vereinfachte dreidimensionale Modelle einer halben Statornut und des Wickelkopfs für beide Maschinen mit der Software *JMAG* erstellt. Über die Berechnung der elektrischen Feldenergie [16] sind die parasitären Maschinenkapazitäten ausgewertet. In Tabelle 3.4 sind die numerisch berechneten parasitären Maschinenkapazitäten Statorwicklung-zu-Gehäuse C_{sw-f} , Rotor-zu-Gehäuse C_{r-f} und Statorwicklung-zu-Rotor C_{sw-r} aufgeführt. Sie bestehen sowohl aus der Komponente, die in der axialen Länge des Blechpakets gebildet wird, als auch aus der Komponente, die in beiden Wickelköpfen gebildet wird. Die für die

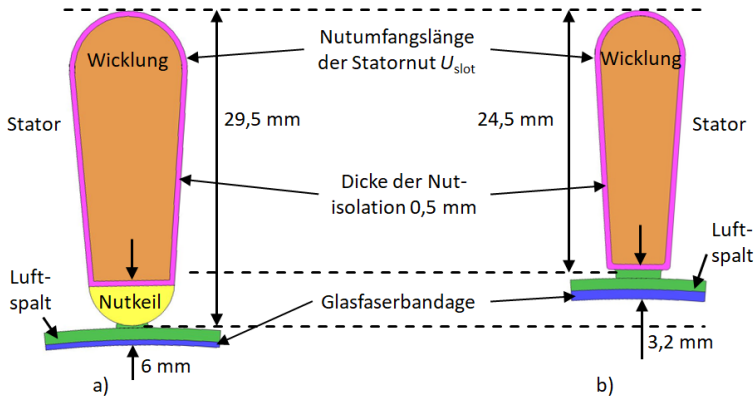


Abbildung 3.3: Geometrien der Statornut: a) *PMSM1*: $Q_s = 36$ Statornuten, b) *PMSM2*: $Q_s = 48$ Statornuten. Die Runddrahtwicklung ist vereinfacht als Kupfer-Vollstab dargestellt. Modelle erstellt mit dem Programm *JMAG*.

Tabelle 3.3: Verwendete relative Permittivitäten der Materialien für die numerischen Simulationsmodelle zur Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten

| Element | Material | Relative Permittivität |
|---------------------|--------------------------|------------------------|
| Nutisolationspapier | <i>Trivolttherm NKN</i> | 2,5 |
| Nutkeil | Holz | 4,0 |
| Luftspalt | Luft | 1,0 |
| Glasfaserbandage | Glasfaser und Epoxidharz | 4,7 |

numerische Berechnung angenommenen relativen Permittivitäten der Materialien sind in Tabelle 3.3 aufgeführt.

Die Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{sw-f} wird maßgeblich in den Statornuten entlang der axialen Blechpaketlänge gebildet. Die Maschinen unterscheiden sich jedoch hauptsächlich in der Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{sw-r} um den Faktor $55 \text{ pF}/183 \text{ pF} \approx 1/3$. Dieser große Kapazitätsunterschied lässt sich anhand der Statornutgeometrien aus Abbildung 3.3 erklären, denn die *PMSM1* besitzt einen Nutverschlusskeil, der dazu beiträgt, dass die Statorwicklung weiter entfernt vom Rotor zum Liegen kommt, als dies bei der Statornutgeometrie von *PMSM2* der Fall ist.

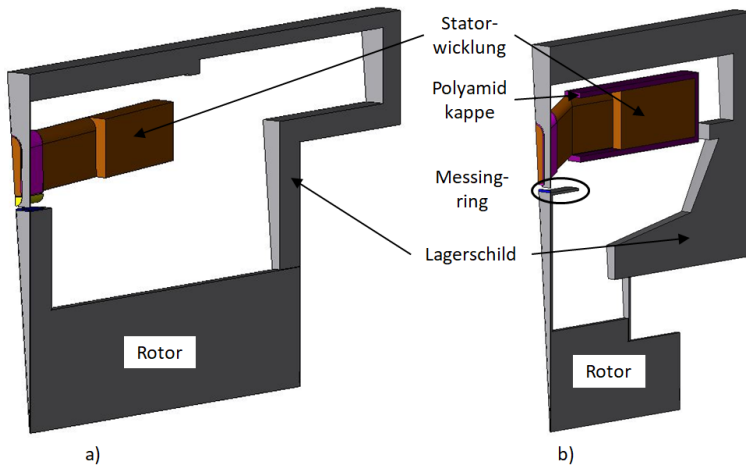


Abbildung 3.4: Modell einer halben Statornut und des Wickelkopfs zur Berechnung der Wickelkopfkapazitäten a) *PMSM1* mit außenliegenden Lagern und b) *PMSM2* mit eingezogenen Lagerschilden. Der rotorseitige Messingring dient zur Auswuchtung des Rotors. Modelle erstellt mit dem Programm *JMAG*.

Tabelle 3.4: Numerisch berechnete parasitäre Maschinenkapazitäten der beiden PMSM

| | | Kapazitäten / 10^{-12} F | |
|-------------------------------------|----------------|----------------------------|--------------|
| | | <i>PMSM1</i> | <i>PMSM2</i> |
| Entlang der axialen Blechpaketlänge | $C_{sw-f,IFe}$ | 19 560 | 34 340 |
| | $C_{r-f,IFe}$ | 849 | 1050 |
| | $C_{sw-r,IFe}$ | 12 | 156 |
| Im Wickelkopf DE und NDE | $C_{sw-f,ov}$ | 226 | 363 |
| | $C_{r-f,ov}$ | 357 | 18 |
| | $C_{sw-r,ov}$ | 43 | 27 |
| Gesamte Kapazität C_{IFe+ov} | C_{sw-f} | 19 786 | 34 703 |
| | C_{r-f} | 1206 | 1068 |
| | C_{sw-r} | 55 | 183 |

3.1.3 Gemessene Gleichtaktimpedanz der *PMSM*

Die Gleichtaktimpedanz wird nach dem in [20] vorgestellten Verfahren gemessen und die gesamte Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität $C_{\text{sw-f}}$ mit dem eingezeichneten Messpunkt aus Abbildung 3.5 und der Formel (2.8) berechnet. Mit $(f_1; Z_1) = (158,49 \text{ kHz}; 74,71 \Omega)$ ergibt sich die Kapazität $C_{\text{sw-f}}$ zu 13,44 nF.

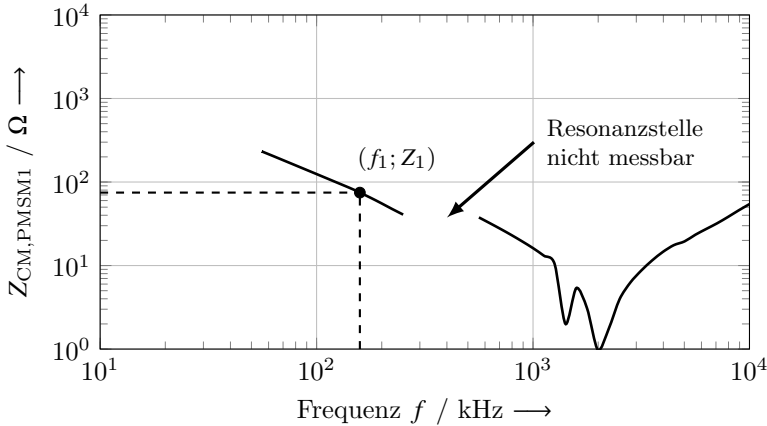


Abbildung 3.5: Gemessene Gleichtaktimpedanz der *PMSM* über den Frequenzbereich 10 kHz ... 10 MHz nach [20] zur Validierung der numerisch berechneten Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität.

3.1.4 BVR-Messung bei permanentmagnetenerregten Synchronmaschinen

Das Verhältnis zwischen Lagerspannung u_b und Gleichtaktspannung u_{CM} kann zum einem bei kaltem Lagerschmierfett und hoher Rotordrehzahl gemessen werden. Diese Messung ist für die *PMSM* in Abbildung 3.7 dargestellt. Mit einem gemessenen Top-zu-Base-Lagerspannungswert $U_{\text{b,DE,top-to-base}} = 10,25 \text{ V}$ und dem dazugehörigen Top-zu-Base-Gleichtaktspannungswert $U_{\text{CM,top-to-base}} = 562,6 \text{ V}$ ergibt sich ein BVR von 1,82 %. Alternativ kann man sich dem in Abbildung 3.6 gezeigten Ersatzschaltbild bedienen, um bei extern angetriebenem Rotor eine Rechteckspannung in die Statorwicklung einzuprägen. Die in Stern geschalte-

ten Kondensatoren mit der Kapazität C_Y dienen der Entkopplung der induzierten Polradspannung von dem Signalgenerator. Die Gleichtaktspannung u_{CM} zwischen dem im Gehäuse liegenden Sternpunkt der Statorwicklung und dem Gehäuse ist gleich mit der gemessenen Gleichtaktspannung $u_{CM,syn}$ am synthetischen Sternpunkt. Dies zeigen die beiden Gleichungen (3.1) und (3.2), die jeweils über drei Maschenumläufe gebildet werden können.

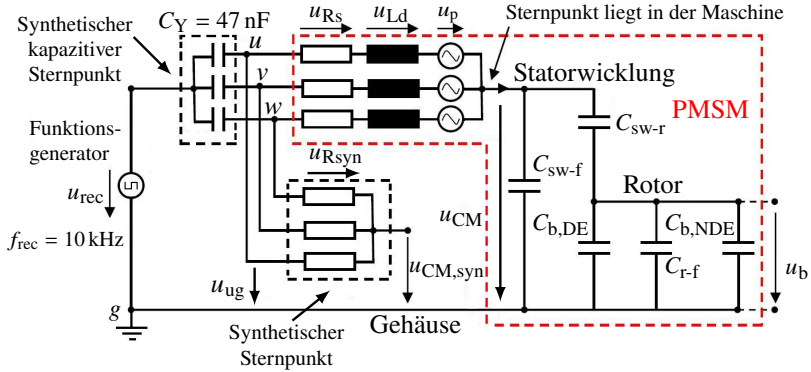


Abbildung 3.6: Ersatzschaltbild zur Messung des Verhältnisses (BVR) zwischen Lagerspannung u_b und Gleichtaktspannung u_{CM} bei extern angetriebenem Rotor mit $n = 1000 \text{ min}^{-1}$ und eingeprägter Rechteckspannung 20 V peak-to-peak. Die Rechteckspannung wird zwischen dem kapazitiven Sternpunkt und dem Gehäuse eingeprägt. Die Motorkapazität setzt sich zusammen aus den bei Hochfrequenz wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten Statorwicklung-zu-Gehäuse C_{sw-f} , Statorwicklung-zu-Rotor C_{sw-r} , Rotor-zu-Gehäuse C_{r-f} und den beiden Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite.

$$u_{ug} + u_{vg} + u_{wg} = \underbrace{u_{R1,syn} + u_{R2,syn} + u_{R3,syn}}_{=0} + 3 \cdot u_{CM,syn} \quad (3.1)$$

$$u_{ug} + u_{vg} + u_{wg} = \underbrace{u_{Rs,u} + u_{Ld,u} + u_{Rs,v} + u_{Ld,v} + u_{Rs,w} + u_{Ld,w}}_{=0} + 3 \cdot u_{CM} \quad (3.2)$$

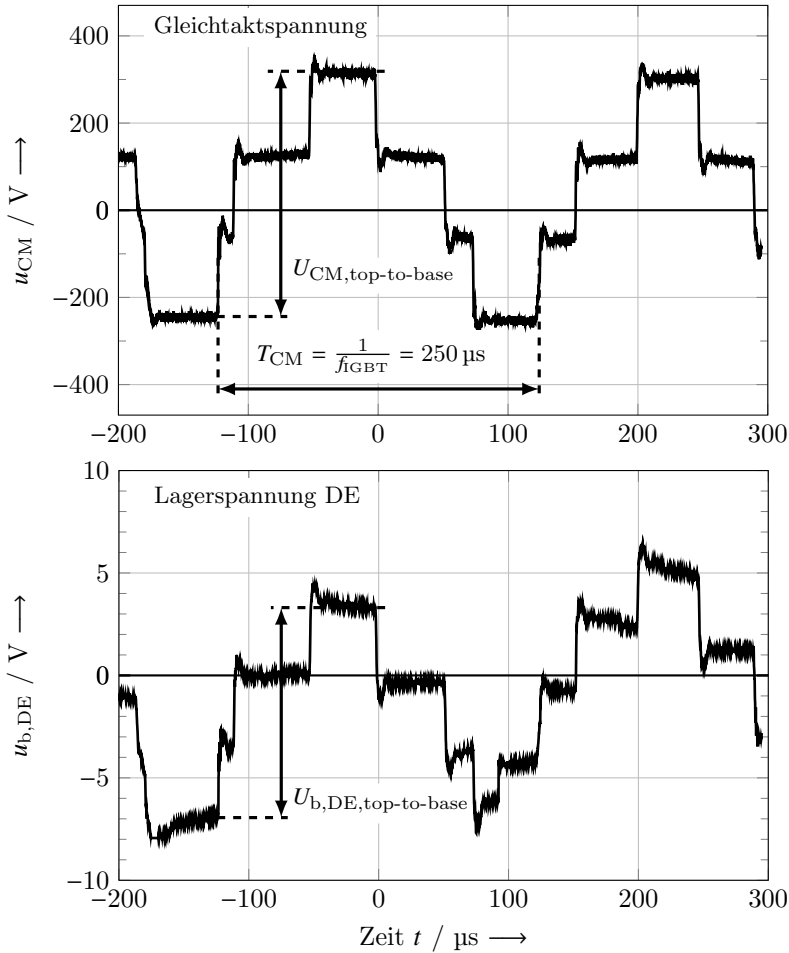


Abbildung 3.7: Messung des Verhältnisses (*BVR*) zwischen Lagerspannung u_b und Gleichtaktspannung u_{CM} bei kaltem Lagerschmierfett $\vartheta_b = 27^\circ\text{C}$ und hoher Rotordrehzahl $n = 2700 \text{ min}^{-1}$ bei der *PMSM1*.

Bei $t = 92 \mu\text{s}$ bricht die Lagerspannung von -6,1 V auf -4,3 V zusammen.

3.2 PMSM1 mit dem Umrichtertyp Danfoss FC 302

Der Prüfstand wurde wie im Abschnitt 3.1 beschrieben in Betrieb genommen und die Lagerströme wurden mit dem in [2] beschriebenen Verfahren von fünf Messreihen zu je 50 Lagerstromereignissen aufgenommen und deren Spitze-zu-Spitze-Werte ausgewertet. Auf der Antriebsseite der Maschine wurde die Lagerspannung $u_{b,DE}$ gemessen und ebenfalls deren Spitze-zu-Spitze-Werte $U_{b,DE,pk-to-pk}$ ausgewertet. Die mittlere Lagertemperatur wurde durch Zuheizen mit Heizpatronen (Anhang A) auf beiden Lagerseiten gleich eingestellt.

Abbildung 3.8 zeigt die gemessenen Lagerströme und Lagerspannungen über der Rotordrehzahl von 0 ... 3000 min^{-1} bei konstanter mittlerer Lagertemperatur von 60 °C. Die Rotordrehzahl wurde in Schritten von 150 min^{-1} variiert und abwechselnd eine hohe und eine niedrige Drehzahl angefahren, um keine Abhängigkeiten des vorherigen Drehzahlpunkts hinsichtlich der Schmierfettverteilung im Wälzlager zu bekommen.

Im Bereich (1) zwischen 0 min^{-1} und 500 min^{-1} wurden ausschließlich Zirkular-Lagerströme gemessen. Je höher die Rotordrehzahl ist, desto größer baut sich der Schmierfilm im Lager zwischen Wälzkörper und Lagerlaufbahn auf und es treten gemischt Zirkular-Lagerströme sowie Entladeströme auf (Bereich (2)). Ist der Schmierfilm ab ca. 1100 min^{-1} voll ausgebildet, sind ausschließlich Entladeströme aufgetreten (Bereich (3)).

Die Lagerströme wurden ebenfalls für eine mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 40\text{ °C}$ und 80 °C gemessen und sind dem Anhang B beigelegt. Bei diesen Lagertemperaturen ergibt sich über der Rotordrehzahl ein ähnlicher Lagerstromverlauf. Die Grenzen für die Bereiche Zirkular-Lagerstrom (1) und EDM-Lagerstrom (3) verschieben sich bei niedrigen Lagertemperaturen zu kleineren Rotordrehzahlen, da sich der Schmierfilm bei geringeren Lagertemperaturen dicker ausbildet und somit der induzierten Wellenspannung eine höhere Lagerimpedanz entgegensteht.

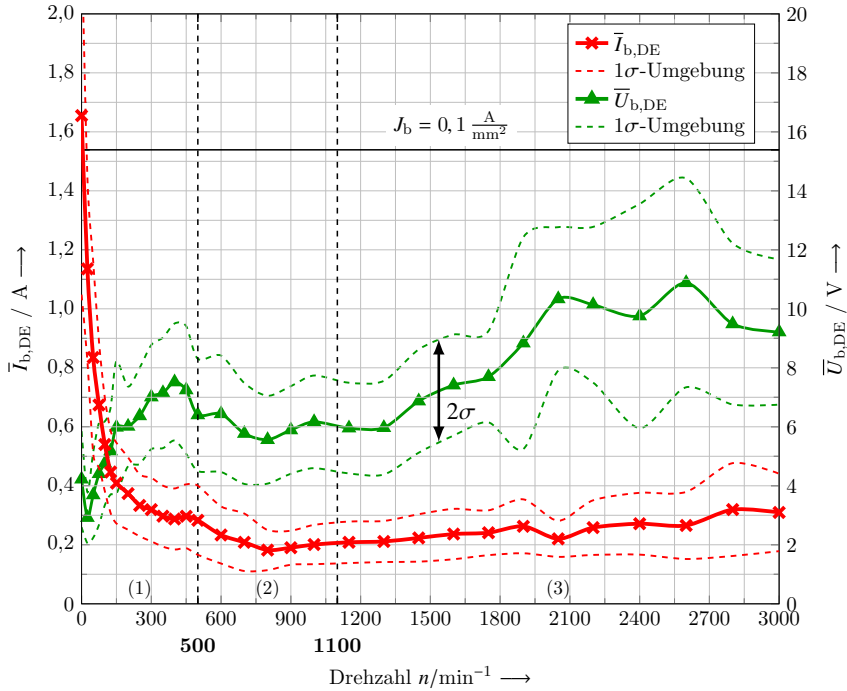


Abbildung 3.8: Aus den gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werten des Lagerstroms $I_{b,DE,pk-to-pk}$ und der Lagerspannung $U_{b,DE,pk-to-pk}$ berechnete Mittelwerte $\bar{I}_{b,DE}$ und $\bar{U}_{b,DE}$ auf der Antriebsseite der *PMSM* sowie deren Standardabweichungen über dem Drehzahlbereich 0 bis 3000 min^{-1} beim Betrieb mit dem Umrichter *Danfoss FC 302*. Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f_{IGBT} = 4,5 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 60 \text{ °C}$.

Im Bereich (1) treten Zirkular-Lagerströme auf, Bereich (2) kennzeichnet ein Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und im Bereich (3) wurden nur EDM-Lagerströme gemessen. Eingezeichnet ist die scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme.

3.3 *PMSM1* mit Eigenbau-Umrichter der Fa. *HDM*

Zur Validierung der Lagerstrommessungen wurden die Messungen mit dem Motor *PMSM1* aus Abschnitt 3.2 mit einem zweiten Umrichter, den der Hersteller entworfen hat, wiederholt. Das Motoranschlusskabel zwischen Umrichter und Motor besteht aus zwei parallelen 15 m langen Kabeln vom Typ H07V-K mit jeweils vier Adern. Das Schirmgeflecht der Kabel ist ausschließlich mit dem Umrichtergehäuse verbunden. Die Taktfrequenz des Eigenbau-Umrichters beträgt $f_{\text{IGBT}} = 4 \text{ kHz}$.

Die Messergebnisse mit dem Eigenbau-Umrichter (Abbildung 3.9) zeigen erwartungsgemäß dasselbe Lagerstromverhalten in den drei Drehzahlbereichen mit Zirkular-Lagerströmen, dem Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und den EDM-Lagerströmen.

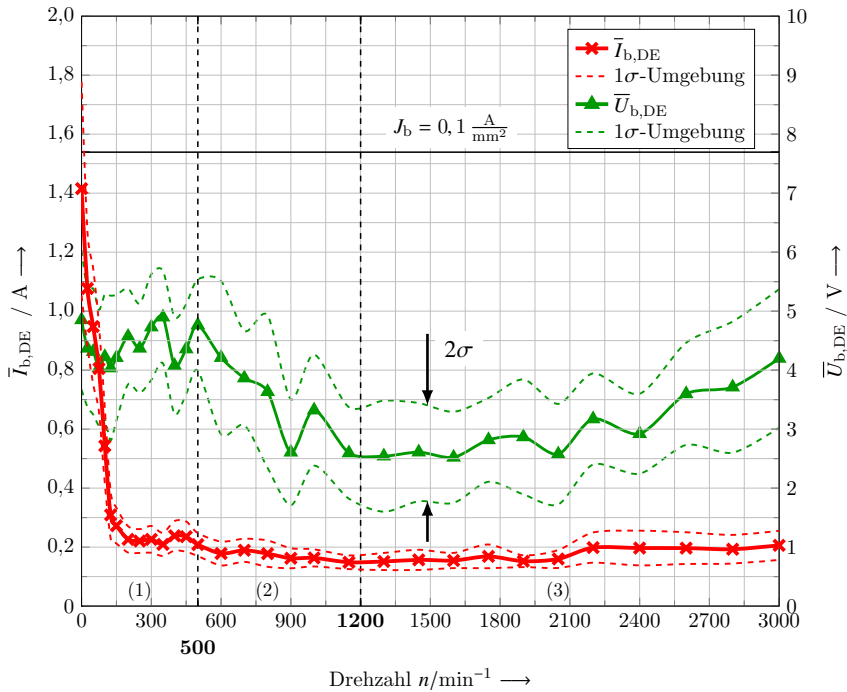


Abbildung 3.9: Wie Abbildung 3.8 nur mit Eigenbau-Umrichter und 15 m Motorzuleitungskabel vom Typ H07V-K.

Aus den gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werten des Lagerstroms $I_{b,DE,pk-to-pk}$ und der Lager-spannung $U_{b,DE,pk-to-pk}$ berechnete Mittelwerte $\bar{I}_{b,DE}$ und $\bar{U}_{b,DE}$ auf der Antriebsseite der *PMSM* sowie deren Standardabweichungen über dem Drehzahlbereich 0 bis 3000 min^{-1} . Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f_{\text{IGBT}} = 4 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 60^\circ \text{C}$.

Im Bereich (1) treten Zirkular-Lagerströme auf, Bereich (2) kennzeichnet ein Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und im Bereich (3) wurden nur EDM-Lagerströme gemessen. Eingezeichnet ist die scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme.

3.4 PMSM2 mit dem Umrichtertyp Danfoss FC 302

Wie im Abschnitt 3.2 bei der Maschine *PMSM1* mit dem Umrichter FC 302 von *Danfoss* wurden die Messungen der durchschnittlichen Lagerströme und der Lagerspannungen mit dem selben Aufbau mit der *PMSM2* wiederholt. In Abbildung 3.10 sind die Messwerte dargestellt. Jeder eingezeichnete Punkt entspricht dem arithmetischen Mittelwert aus 250 gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werten.

Die Messergebnisse mit dem Danfoss-Umrichter zeigen erwartungsgemäß dasselbe Lagerstromverhalten in den drei Drehzahlbereichen mit Zirkular-Lagerströmen, dem Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und den EDM-Lagerströmen.

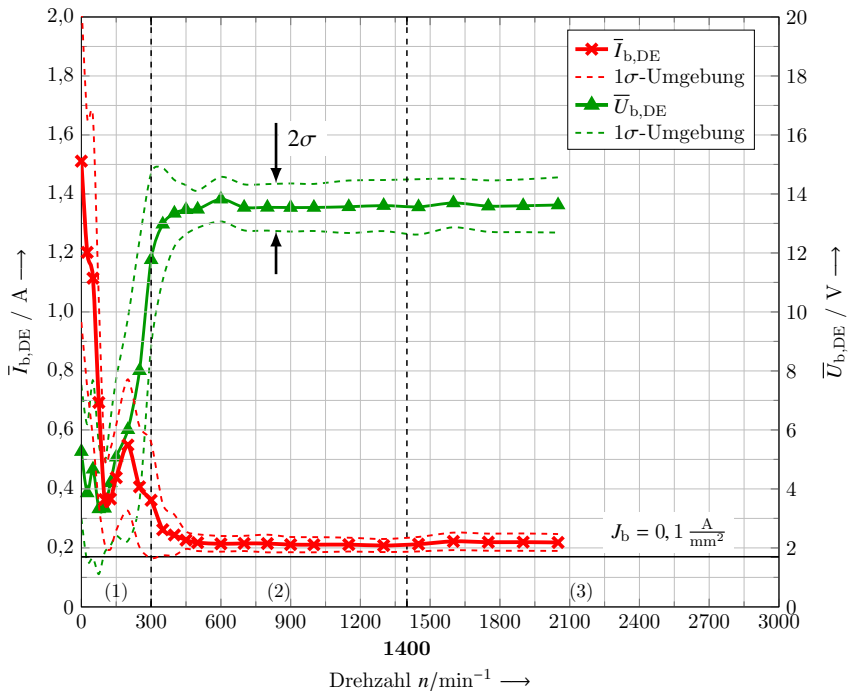


Abbildung 3.10: Wie Abbildung 3.8 nur mit *PMSM2*.

Im Bereich (1) treten Zirkular-Lagerströme auf, Bereich (2) kennzeichnet ein Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und im Bereich (3) wurden nur EDM-Lagerströme gemessen.

3.5 Scheinbare Lagerstromdichte

Zur Bewertung der gemessenen Lagerströme der beiden PMSM wird die scheinbare Lagerstromdichte J_b [15] herangezogen. Die Berechnung erfolgt nach Formel (3.3) mit der Amplitude des gemessenen durchschnittlichen Lagerstromwerts bezogen auf die gesamte Druckfläche aller belasteten Wälzkörper A_{Hertz} .

$$J_b = \frac{\hat{i}_b}{A_{\text{Hertz}}} = \frac{2/3 \cdot I_{b,\text{pk-to-pk}}}{A_{\text{Hertz}}} \quad (3.3)$$

Die radialen Lagerkräfte F_r sind über die Gewichtskraft des Rotors sowie mit einem Zuschlagsfaktor 2 für einen magnetischen einseitigen Zug berechnet. Dieser Zuschlagsfaktor trifft eher für Asynchronmaschinen als für PMSM zu, er wird hier jedoch auch für PMSM verwendet, da dies nach [24] ein typischer Wert zur Auslegung von Radialrillenkugellager in elektrischen Maschinen ist. Die axialen Lagerkräfte F_a sind über eine axiale Kugellagerausgleichsscheibe eingepreßt und unterscheiden sich bei beiden untersuchten Maschinen erheblich voneinander. Die zur Berechnung der *Hertz'schen* Druckfläche angenommenen Lagerkräfte sind für beide Maschinen in Tabelle 3.5 aufgelistet. Mit diesen Lagerkräften ergeben sich Gesamtdruckflächen aller belasteten Wälzkörper von $A_{\text{Hertz,PMSM1}} = 10,3 \text{ mm}^2$ für *PMSM1* und von $A_{\text{Hertz,PMSM2}} = 1,14 \text{ mm}^2$ für *PMSM2*. Die Grenzen für die scheinbare Lagerstromdichte von $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ sind in den Abbildungen 3.8, 3.9, 3.10, B.1 und B.2 eingetragen. Unterhalb dieser Grenze ist nicht mit einer Schädigung des Wälzlagers durch Lagerstrom zu rechnen [15].

Tabelle 3.5: Berechnete Lagerkräfte der beiden permanentmagneterregten Synchronmaschinen *PMSM1* und *PMSM2*

| | Einheit | <i>PMSM1</i> | <i>PMSM2</i> |
|------------------------------|---------|--------------|--------------|
| Radiale Lagerkraft | N | 648 | 1868 |
| Axiale Lagerkraft | N | 1010 | 250 |
| Anzahl belasteter Wälzkörper | - | 8 | 3 |

In der Tabelle 3.6 stehen die berechneten höchsten scheinbaren Lagerstromdichten der in diesem Kapitel verwendeten beiden permanentmagneterregten Synchronmaschinen. Das Diagramm der scheinbaren Lagerstromdichte über der Achshöhe

aus [15] wurde um diese beiden Motoren erweitert und ist in Abbildung 3.11 dargestellt. Der Punkt von *PMSM1* liegt auf der eingezeichneten Ausgleichskurve. Der Punkt von *PMSM2* ist aufgrund der sehr geringen mechanischen Lagerkraft und damit geringen *Hertz*’schen Druckfläche von 1,14 mm² vertikal zu höheren scheinbaren Lagerstromdichten verschoben.

Tabelle 3.6: Scheinbare Lagerstromdichten $\bar{J}_{b,max}$ berechnet aus den höchsten arithmetischen Mittelwerten der Lagerströme $\bar{I}_{b,max}$ und analytisch berechneten *Hertz*’schen Druckflächen der Wälzkörper bei den beiden untersuchten permanentmagneterregten Synchronmaschinen *PMSM1* und *PMSM2*. Angegeben ist die Achshöhe h_{shaft} der Motoren.

| | $\bar{I}_{b,max} / A$ | A_{Hertz} / mm^2 | $\bar{J}_{b,max} / (A/mm^2)$ | h_{shaft} / mm |
|--------------|-----------------------|--------------------|------------------------------|------------------|
| <i>PMSM1</i> | 1,65 ¹ | 10,30 | 0,107 | 160 |
| <i>PMSM2</i> | 1,51 ² | 1,14 | 0,883 | 160 |

¹ Aus Abbildung 3.8

² Aus Abbildung 3.10

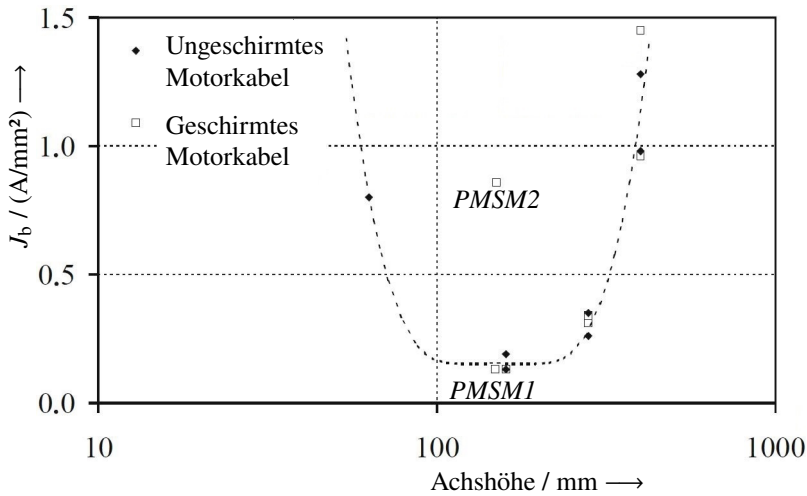


Abbildung 3.11: Scheinbare Lagerstromdichte in Abhängigkeit der Achshöhe aus [15]. Ergänzt sind die beiden permanentmagneterregten Synchronmaschinen *PMSM1* und *PMSM2* aus Kapitel 3.

Permanentmagneterregte Synchronmaschinen mit Oberflächenmagneten zeigen bei ausreichend großer Motorgeometrie und bei Umrichterbetrieb ebenfalls Zirkular-Lagerströme bei niedrigen Rotordrehzahlen. Im Vergleich zu einer luftgekühlten Standard-Norm-Asynchronmaschine gleicher Bemessungsleistung [2] sind diese Lagerstromamplituden der Zirkular-Lagerströme bei PMSM jedoch nur ca. 1/3 so groß.

Kapitel 4

Lüfter- und Kleinantriebe

In diesem Kapitel wird das Lagerstromverhalten von Lüfter- und Kleinantrieben unterschiedlicher Bemessungsleistung kleiner 2,5 kW dargestellt. Untersucht sind zwei kleine Lüfterantriebe in Außenläuferbauweise (PMSM) sowie eine Asynchronmaschine mit einer Bemessungsleistung von 1,1 kW und ein permanentmagneterregter Servomotor mit einer Bemessungsleistung von 1,5 kW.

Werden kleinere Antriebe mit verhältnismäßig gleichbleibender Motorgeometrie durch einen 2-Level-Spannungszwischenkreisumrichter mit einer Zwischenkreisspannung von ca. $U_{dc} = 560 \text{ V}$ angetrieben, nimmt nach [15] bei kleineren Antrieben die scheinbare Lagerstromdichte wieder zu. Dies wird durch die nahezu gleichbleibenden Lagerströme und durch die kleiner werdende Lagergröße und damit verbundener kleiner werdenden *Hertz*'schen Druckfläche hervorgerufen. Trägt man die scheinbaren Lagerstromdichten über der Achshöhe der Maschinen auf, sieht man im Bereich von 100 bis 300 mm minimale Werte der scheinbaren Lagerstromdichte [15]. Der erwartete Verlauf des Graphen wird in dieser Arbeit im Bereich von 36 bis 90 mm durch Messungen an vier Kleinmotoren unterschiedlicher Bauformen überprüft.

4.1 2,4 kW-permanentmagneterregter Synchronmotor in Außenläuferbauweise *Fan1*

In einem kleinen Lüftermotor in Außenläuferbauweise sind Lagerströme gemessen worden. Diese Ergebnisse sind im Rahmen der Studienarbeit [T9] entstanden und ebenfalls in [E5] veröffentlicht. Die Betriebsdaten des untersuchten permanentmagneterregten Synchronmotors *Fan1* mit 12 Statorzähnen und Zahnspulenwicklung sind in Tabelle 4.1 aufgeführt. Der Motor wird über einen integrierten 2-Level-Spannungszwischenkreisumrichter mit 540 V Zwischenkreisspannung und einer Schaltfrequenz von 16 kHz angesteuert, der am Gehäuse fest montiert ist. Die Abbildung 4.1 zeigt das Schnittbild der oberen Hälfte des Motors.

Tabelle 4.1: Betriebsdaten des untersuchten permanentmagneterregten Synchronmotors in Außenläuferbauweise *Fan1*

| | | | |
|-------------------------------|------------------|-------------------|---------|
| Bemessungsleistung | P_N | kW | 2,4 |
| Bemessungsdrehzahl | n_N | min^{-1} | 3000 |
| Bemessungsfrequenz | f_N | Hz | 250 |
| Polpaarzahl | p | - | 5 |
| Innendurchmesser des Rotors | d_{ri} | mm | 117 |
| Außendurchmesser des Stators | d_{so} | mm | 116 |
| Axiale Länge des Blechpakets | l_{Fe} | mm | 36 |
| Mechanischer Luftspalt | δ | mm | 0,5 |
| Anzahl der Statornuten | Q_s | - | 12 |
| Lagertyp DE und NDE | - | - | 6003 C3 |
| Lagerdurchmesser Außen; Innen | $d_{bo}; d_{bi}$ | mm | 35; 17 |
| Breite des Wälzlagers | b_W | mm | 10 |
| Anzahl der Wälzkörper | Z_{WK} | - | 10 |

Das Ersatzschaltbild der bei höheren Frequenzen wirksamen parasitären Maschinenskapazitäten aus Abbildung 1.4 ist ebenfalls für diesen Lüftermotor *Fan1* gültig. Mit den in [E5] hergeleiteten analytischen Gleichungen berechnen sich die Kapazitäten zu den in Tabelle 4.2 aufgeführten Werten. Die Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität wurde bei entferntem Rotor mit dem Impedanzmessgerät vom Typ *Megger* B131 bei einer Testfrequenz von 1 kHz gemessen. Ebenfalls ist die Isolationskapazität zwischen dem Lagerinnenring und der Welle messtechnisch

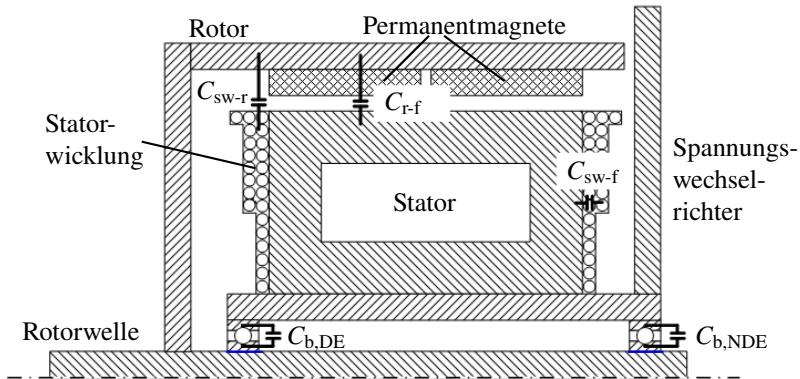


Abbildung 4.1: Schnittbild der oberen Hälfte des permanentmagnetenerregten Lüftermotors *Fan1* in Außenläuferbauweise mit 12 Statorzähnen und Zahnspulenwicklung. Eingezeichnet sind die parasitären Maschinenkapazitäten Statorwicklung-zu-Gehäuse C_{sw-f} , Statorwicklung-zu-Rotor C_{sw-r} , Rotor-zu-Gehäuse C_{r-f} und die beiden Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ für Antriebs- und Nichtantriebsseite. Herstellerseitig sind die beiden Lager jeweils gegenüber der Rotorwelle elektrisch isoliert montiert. Die Antriebssteuerung ist am Motorgehäuse befestigt.

verifiziert. Diese Isolationskapazität ist eine herstellerseitige Abhilfemaßnahme zur Reduzierung von Lagerströmen.

Messung des Verhältnisses der Lager- zur Gleichtaktspannung (BVR): Die gemessenen Phase-zu-Gehäuse-Spannungen u_{ug} , u_{vg} , u_{wg} sowie die gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} zwischen einem synthetischen Sternpunkt und dem Motorgehäuse sind in Abbildung 4.2 für die Rotordrehzahl von $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ dargestellt. Der Umrichter verwendet eine asynchronen Vektormodulation, bei der eine Phasenspannung konstant auf $-U_{dc}/2$ bleibt (z.B. $u_{wg} = -U_{dc}/2 = -270 \text{ V}$ in Abbildung 4.2), während die anderen beiden Phasen zwischen den Potentialen des Zwischenkreises $-U_{dc}/2 = -270 \text{ V}$ und $+U_{dc}/2 = 270 \text{ V}$ umgeschaltet werden. Da nur einer der beiden möglichen Nullspannungszeiger verwendet wird, ist die Gleichtaktspannung u_{CM} verringert und nimmt nur Werte mit den Amplituden von $\pm U_{dc}/6 = \pm 90 \text{ V}$ und $-U_{dc}/2 = -270 \text{ V}$ an. Der Spitze-zu-Spitze-Wert der Gleichtaktspannung $U_{CM,pk-to-pk}$ ist daher $(2/3) \cdot 540 \text{ V} = 360 \text{ V}$

statt 540 V. Dadurch ergeben sich geringere Lagerspannungsamplituden mit $\hat{u}_b = BVR \cdot (\pm U_{dc}/6, -U_{dc}/2)$, die sich nach der in Abbildung 4.3 dargestellten Messung wieder um Null symmetrieren. Die Überschwingungen an den Schaltflanken der Gleichtaktspannung werden in diesem Zusammenhang nicht betrachtet.

Tabelle 4.2: Analytisch berechnete und gemessene parasitäre Maschinenkapazitäten des Motors *Fan1*

| | Symbol | Analytisch berechnet | Gemessen |
|-------------------------------------|------------|-------------------------|----------|
| Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität | C_{sw-f} | 771 pF | 812 pF |
| Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität | C_{sw-r} | 5,4 pF | n. a. |
| Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität | C_{r-f} | 221 pF | n. a. |
| Kapazitätsbereich des Wälzlagers | C_b | 8 ... 67 pF | n. a. |
| Isulationskapazität Lager-Welle | C_{iso} | 95,4 pF | 86,5 pF |
| Lagerspannungsteiler ¹ | BVR | 2,2 % | 2,4 % |

¹ Berechnet und gemessen bei intakter Lagerisolation auf der Antriebsseite und kurzgeschlossener Lagerisolation auf der Nichtantriebsseite bei 3000 min^{-1} , mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 37^\circ\text{C}$, radiale und axiale Lagerkraft auf der Nichtantriebsseite $F_r = 4 \text{ N}$, $F_a = 185 \text{ N}$.

4.1.1 Gemessene Lagerströme des Lüftermotors *Fan1*

Der Motor ist für die Messung von Lagerströmen präpariert worden. Mit der Kontakthülse aus Abbildung 4.4 und zwei Silber-Graphit-Bürsten zur Kontaktierung von Welle und Lagerinnenring wird auf der Nichtantriebsseite die Lagerisolation des Herstellers überbrückt, um mit einer Strommesszange die Lagerströme messen zu können. Auf der Antriebsseite bleibt die elektrische Lagerisolation zwischen Innenring und Welle während der Messungen intakt. Die Lagerströme wurden bei vier unterschiedlichen mechanischen Belastungsfällen gemäß Abbildung 4.5 über den Drehzahlbereich von 0 bis 3000 min^{-1} mit dem in Abschnitt 1.2 dargestellten Messverfahren gemessen. In allen Lastfällen werden die arithmetischen Mittelwerte aus den gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werten der Lagerspannung sowie des Lagerstroms ermittelt. Die bei den vier Belastungsfällen berechneten Mittelwerte

sind in den Abbildungen 4.6, 4.7, 4.8 und 4.9 dargestellt. Ebenfalls ist in allen Abbildungen die Grenze für die scheinbare Lagerstromdichte von $0,1 \text{ A/mm}^2$ eingezeichnet. Unter diesem Wert ist mit keiner Lagerschädigung durch Stromdurchgang zu rechnen. Einen EDM-Lagerstrom zeigt Abbildung 4.10 am Beispiel von Lastfall A bei einer Rotordrehzahl von 3000 min^{-1} . Er liegt am oberen Rand der 1σ -Umgebung.

Im Lastfall A sind die Mittelwerte $\bar{U}_{\text{b,NDE}}$ vor dem Zusammenbruch der Spannung bei EDM-Lagerströmen für Drehzahlen von 400 bis 3000 min^{-1} nahezu auf dem gleichen Wert von 4 V. Die zugehörigen Mittelwerte $\bar{I}_{\text{b,NDE}}$ liegen bei 140 mA. Die jeweiligen Standardabweichungen ändern sich bei Lastfall B im Vergleich zum Lastfall A, die Durchschnittswerte liegen jedoch im gleichen Wertebereich.

Bei sehr geringer mechanischer Last, wie im Fall C, nehmen die Mittelwerte $\bar{U}_{\text{b,NDE}}$ der Lagerspannungen über der Drehzahl zu, jedoch ist in den Lagerstromwerten nur eine geringe Veränderung messbar.

Bei hoher mechanischer Lagerbelastung, wie im Fall D, baut sich der Schmierfilm erst bei Rotordrehzahlen größer 1400 min^{-1} vollständig auf. Ab 1400 min^{-1} sind bei den durchgeführten Messungen nur noch EDM-Lagerströme nachweisbar. Mit zunehmender Drehzahl verringern sie sich wieder. Der Grund für die Verringerung ist vermutlich die höhere Impedanz des leitfähigen Kanals der größeren Schmierfilmdicke, die durchschlagen werden muss. Durch die große Axialkraft ist die *Hertz'sche* Druckfläche in diesem Fall am größten, was zu einer leichten Verringerung der scheinbaren Lagerstromdichte von weniger als einem Prozent führt.

In Tabelle 4.3 sind die aus den Mittelwerten der Lagerströme berechneten scheinbaren Lagerstromdichten bei der Bemessungsdrehzahl von *Fan1* für die vier Lastfälle aufgeführt. Ebenfalls aufgelistet sind die mittels Federverformung und Gewichtskraft berechneten Lagerkräfte und analytisch berechneten *Hertz'schen* Abplattungen der Wälzkörper auf der Nichtantriebsseite.

Tabelle 4.3: Scheinbare Lagerstromdichten berechnet aus den Mittelwerten $\bar{I}_{b,NDE}$ der gemessenen Spitze-zu-Spitze-Lagerstromwerten auf der Nichtantriebsseite bei Bemessungsdrehzahl von F_{an1} und mittels Federverformung und Gewichtskraft berechnete Lagerkräfte und analytisch berechnete *Hertz'sche* Druckfläche der Wälzkörper auf der Nichtantriebsseite bei den vier untersuchten mechanischen Lastfällen des Motors.

| Mechanischer Lastfall | A | B | C | D |
|-------------------------------------------------------------|-------|-------------|-------------|-------------|
| Mittelwerte $\bar{I}_{b,NDE}$ / mA | 139 | 134 | 132 | 130 |
| Radiale Lagerkraft F_r / N | 4 | ≈ 0 | ≈ 0 | ≈ 0 |
| Axiale Lagerkraft F_a / N | 185 | 185 | 33 | 237 |
| <i>Hertz'sche</i> Druckfläche A_{Hertz} / mm ² | 0,699 | 0,699 | 0,239 | 0,812 |
| Scheinbare Lagerstromdichte / (A/mm ²) | 0,13 | 0,13 | 0,37 | 0,11 |

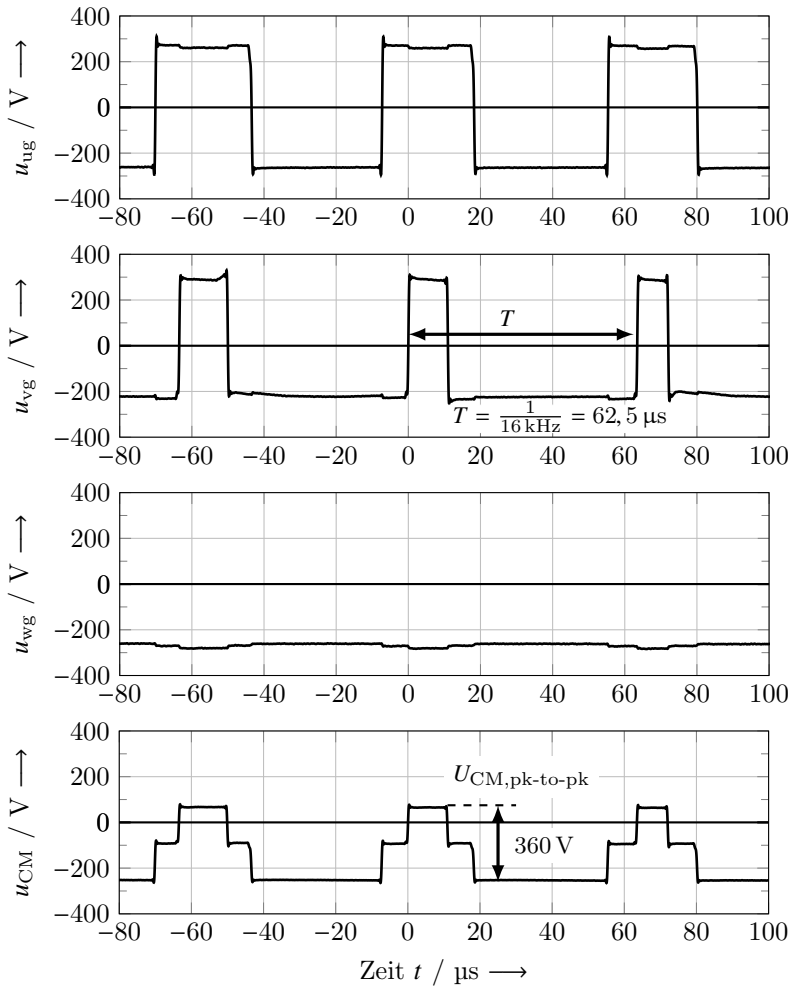


Abbildung 4.2: Gemessene Phase-zu-Gehäuse-Spannungen u_{ug} , u_{vg} und u_{wg} sowie die gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} zwischen dem synthetischen Sternpunkt und dem Motorgehäuse am Lüftermotor *Fan1* bei 1500 min^{-1} .

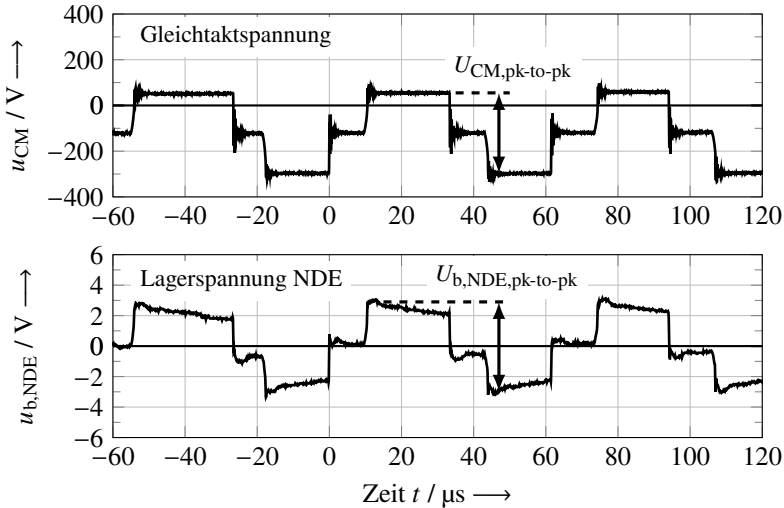


Abbildung 4.3: Gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} zwischen dem synthetischen Sternpunkt und dem Motorgehäuse sowie die Lagerspannung auf der Nichtantriebsseite am Lüftermotor *Fan1* bei 3000 min^{-1} . Die Lagerisolation auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite ist dabei intakt. Mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 37^\circ \text{C}$ beim Lastfall A in der Abbildung 4.5 mit $F_T = 4 \text{ N}$, $F_a = 185 \text{ N}$. Die Abnahme des Betrags der Lagerspannung ist durch eine Zunahme der elektrischen Leitfähigkeit des Lagerfetts erklärbar.

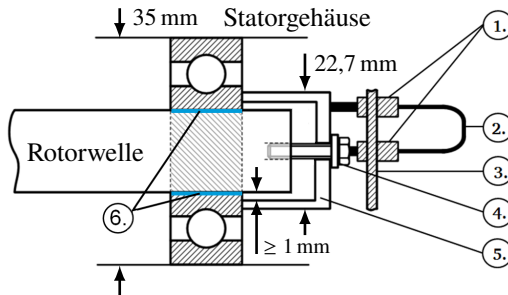


Abbildung 4.4: Zeichnung der Kontakthülse zur Kontaktierung der Welle und des Lagerinnenrings auf der Nichtantriebsseite. (1) Mit zwei Silber-Graphit-Bürsten wird die Lagerisolation zwischen Lagerinnenring und Welle überbrückt. (2) Kabelbrücke zur Lagerstrommessung mittels Strommesszange, (3) Halterung der beiden Bürsten, (4) Schraube zur elektrischen Kontaktierung der Welle; Unterlegscheibe und Schrumpfschlauch isolieren diese gegen den Lagerinnenring, (5) Elektrischer Kontakt zum Lagerinnenring, (6) Auf der Welle vorhandene elektrische Isolation mit einer Schichtdicke von $h_{\text{iso}} \approx 300 \mu\text{m}$.



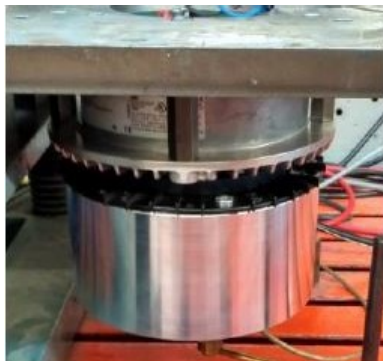
A



B



C



D

Abbildung 4.5: Vier verschiedene mechanische Lastfälle mit definierter Lagerkraft auf der Nichtantriebsseite:

A - horizontale Lage,

B - horizontale Lage mit Zusatzgewicht,

C - vertikale Lage,

D - vertikale Lage mit Zusatzgewicht.

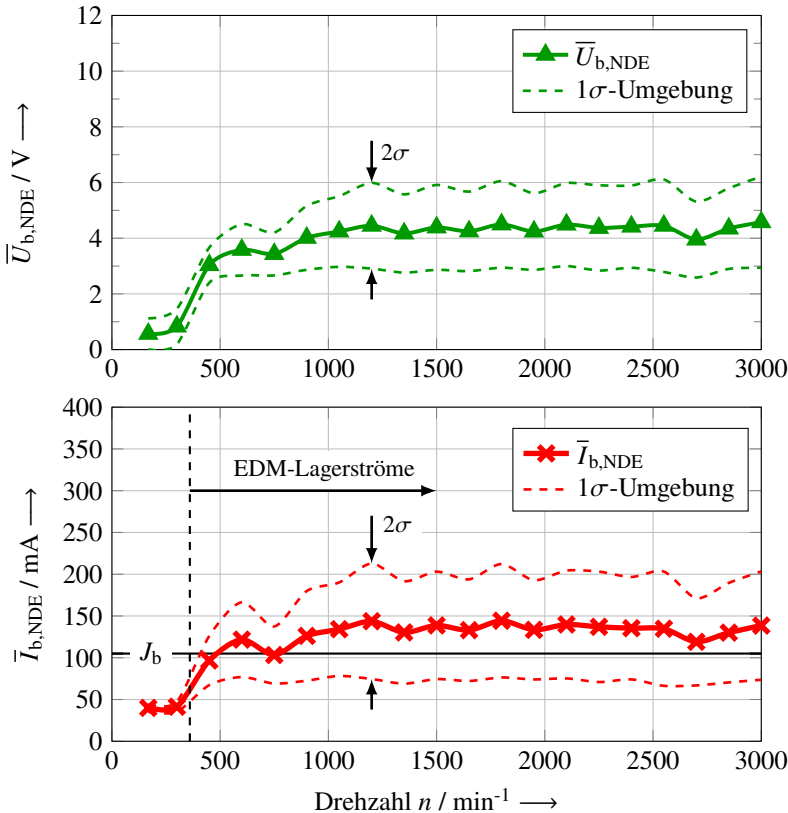


Abbildung 4.6: Arithmetische Mittelwerte der Lagerströme und Lagerspannungen auf der Nichtantriebsseite des *Fan1* sowie deren Standardabweichungen im Drehzahlbereich von 150 bis 3000 min^{-1} . Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f_{\text{IGBT}} = 16 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 35 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

Es treten hauptsächlich EDM-Lagerströme auf. Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme. Anhand der Lagerstromkurve ist zu erkennen, dass aufgrund der kleinen mechanischen Lagerbelastung der Schmierfilm ab einer Drehzahl von 400 min^{-1} vollständig aufgebaut ist.

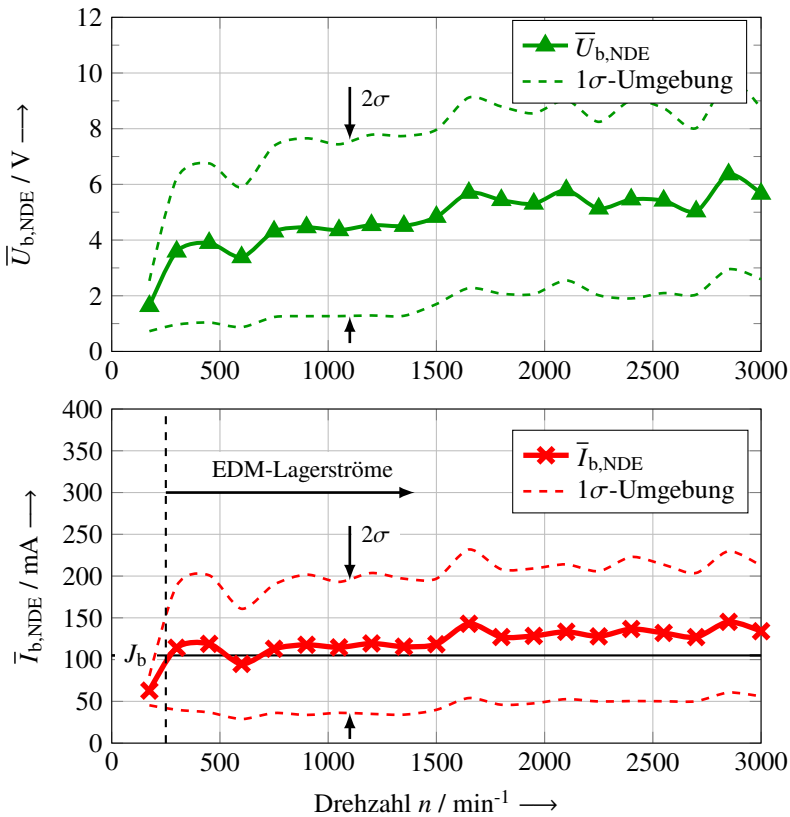


Abbildung 4.7: Variation der Abbildung 4.6 für den mechanischen Lastfall B. Ab einer Drehzahl von 300 min^{-1} werden EDM-Lagerströme gemessen. Die Mittelwerte der Lagerströme schwanken in einem kleinen Bereich abhängig von äußeren Randbedingungen wie der Lagertemperatur und mechanischen Gehäuseschwingungen. Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme.

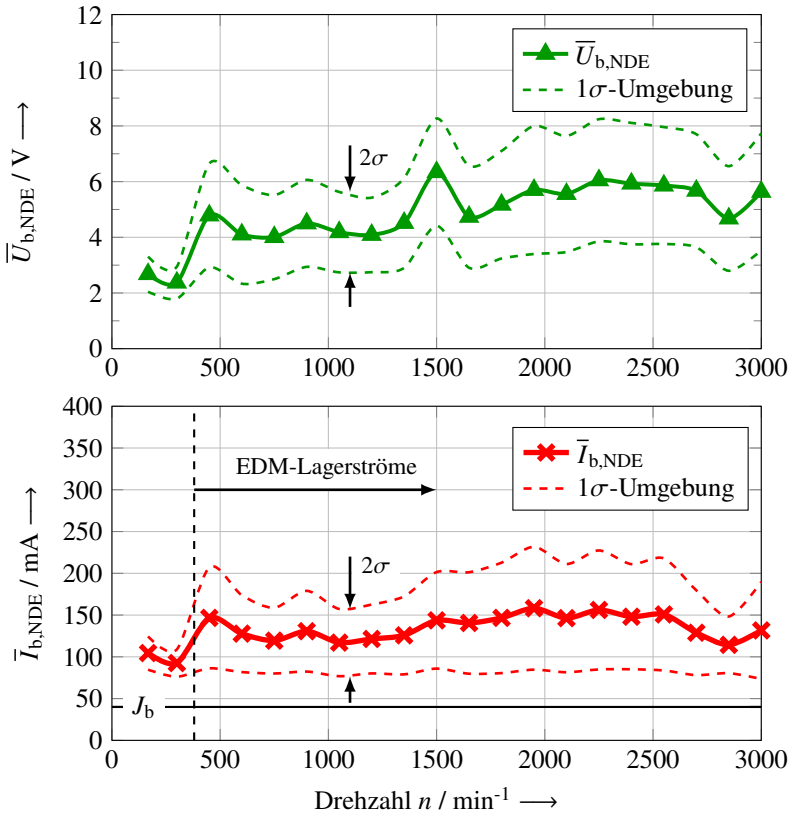


Abbildung 4.8: Variation der Abbildung 4.6 für den mechanischen Lastfall C. Wegen der geringeren *Hertz*'schen Druckfläche ist die Grenze der scheinbaren Lagerstromdichte niedriger. Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme.

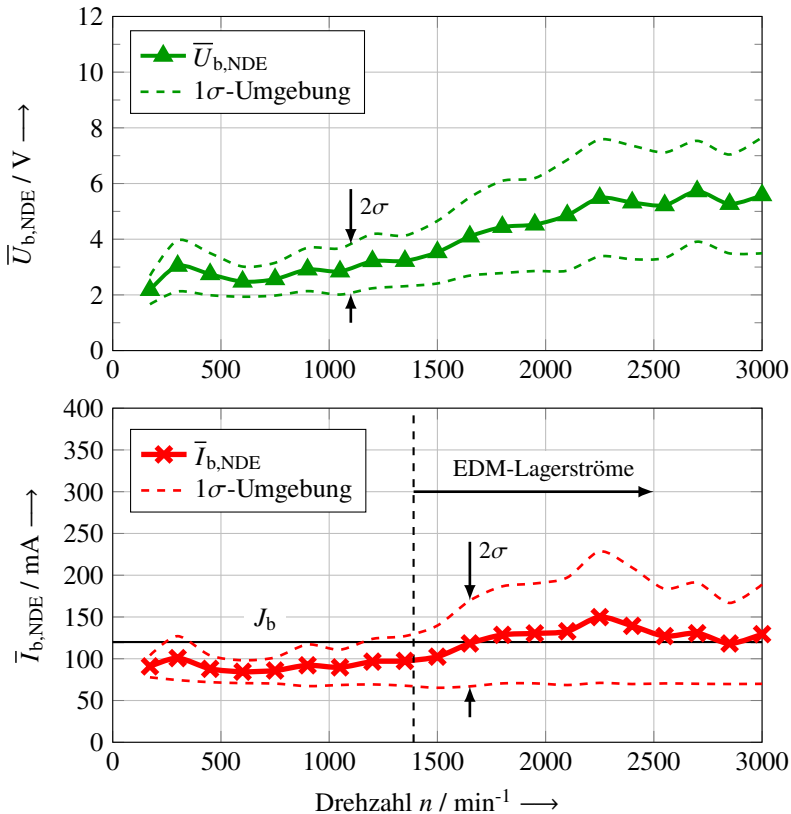


Abbildung 4.9: Variation der Abbildung 4.6 für den mechanischen Lastfall D.

Den im Unterschied zu den Fällen A, B, C hier allmählichen Aufbau des Schmierfilms erkennt man am langsamen Anstieg der durchschnittlichen Lagerstromwerte ab 1100 min^{-1} . Ursache ist die größere axiale Lagerkraft. Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme. Bei den durchgeführten Messungen sind ab 1400 min^{-1} nur noch EDM-Lagerströme nachweisbar. Bei höheren Drehzahlen verringern sich die EDM-Lagerströme wieder. Der Grund für die Verringerung der EDM-Lagerströme ist vermutlich die höhere Impedanz des leitfähigen Kanals der größeren Schmierfilmdicke, die durchschlagen werden muss.

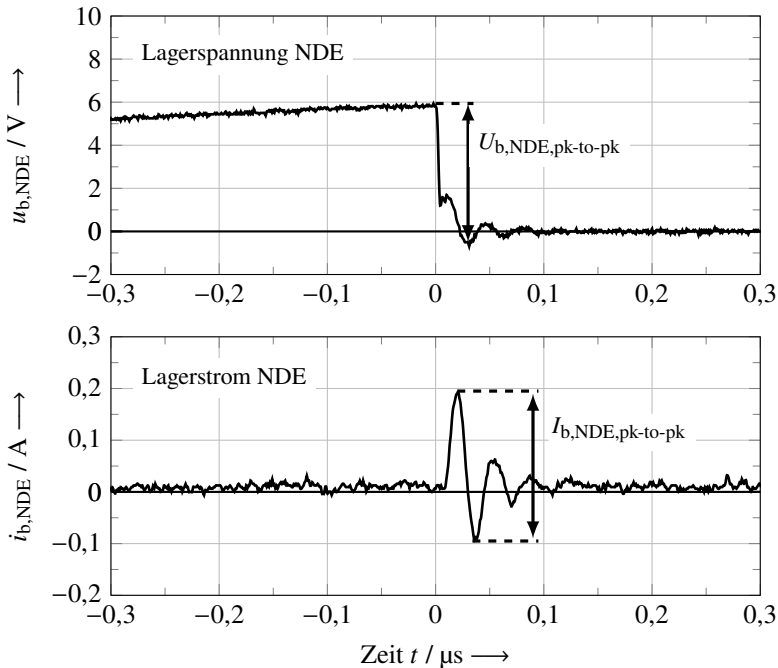


Abbildung 4.10: Im mechanischen Lastfall A gemessener Entladestrom auf der Nicht-antriebsseite am Lüftermotor *Fan1* bei 3000 min^{-1} . Die Lagerisolation ist auf der Nicht-antriebsseite zur Strommessung überbrückt, auf der Antriebsseite ist sie intakt. Der Spitze-zu-Spitze-Wert des Entladestroms liegt am oberen Rand der 1σ -Umgebung. Die mittlere Lagertemperatur beträgt $\vartheta_b = 35^\circ\text{C}$.

Dieser Entladestrom ist typisch für alle Lastfälle.

Beim Lüftermotor *Fan1* treten EDM-Lagerströme auf, die jedoch durch den Hersteller mit geeigneten Abhilfemaßnahmen vollständig unterbunden werden. Die Abhilfemaßnahmen sind einerseits die beidseitige elektrische Lagerisolation gegenüber der Rotorwelle und andererseits das Steuerverfahren des Umrichters, der die asynchrone Vektormodulation mit nur einem geschalteten Nullzeiger verwendet. Hierdurch wird die Gleichtaktspannung auf $2/3$ der Zwischenkreisspannung verringert.

4.2 Kleiner Lüfterantrieb *Fan2*

Ein zweiter kleiner Lüftermotor, hier *Fan2* genannt, mit der Bemessungsleistung von $P_N = 235 \text{ W}$ ist hinsichtlich Lagerströme untersucht worden [T4]. Die Betriebsdaten des permanentmagneterregten Synchronmotors *Fan2* in Außenläuferbauweise stehen in Tabelle 4.4. Die Ansteuerung des Lüftermotors erfolgt über eine zugehörige MOSFET-Steuerungseinheit *EPET1L-W* des Herstellers *Ziehl-Abegg* mit einem Spannungszwischenkreis von $U_{dc} \approx 424 \text{ V}$ und einer MOSFET-Taktfrequenz von 18 kHz . Als Einspeisung dient eine einphasige Netzspannung, die über einen Halbleitergleichrichter gleichgerichtet und über einen Hochsetzsteller hochgesetzt wird. Die Ansteuerung des Lüftermotors erfolgt über eine 12-pulsige Kommutierung, dargestellt in Abbildung 4.11 [25].

Das Ersatzschaltbild der bei höheren Frequenzen wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten aus Abbildung 1.4 ist für den Lüftermotor *Fan2* ebenfalls gültig. Die analytisch berechneten parasitären Maschinenkapazitäten nach [E5] stehen in der Tabelle 4.5.

Tabelle 4.4: Betriebsdaten des untersuchten permanentmagneterregten Synchronmotors in Außenläuferbauweise *Fan2*

| | | | |
|------------------------------|----------|-------------------|---------|
| Bemessungsleistung | P_N | kW | 0,235 |
| Bemessungsdrehzahl | n_N | min^{-1} | 1600 |
| Polpaarzahl | p | - | 2 |
| Strangzahl | m | - | 3 |
| Innendurchmesser des Rotors | d_{ri} | mm | 86,9 |
| Außendurchmesser des Stators | d_{so} | mm | 85,1 |
| Axiale Länge des Blechpakets | l_{Fe} | mm | 25 |
| Anzahl der Statornuten | Q_s | - | 24 |
| Lagertyp DE und NDE | - | - | 6001 C3 |

Tabelle 4.5: Analytisch berechnete und gemessene parasitäre Maschinenkapazitäten des Motors *Fan2*

| | Symbol | Analytisch berechnet | Gemessen |
|-------------------------------------|------------|----------------------|----------|
| Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität | C_{sw-f} | 62 pF | 828 pF |
| Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität | C_{sw-r} | 3,4 pF | n. a. |
| Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität | C_{r-f} | 56 pF | n. a. |
| Kapazitätsbereich des Wälzlagers | C_b | 5 ... 66 pF | n. a. |
| Lagerspannungsteiler | BVR | 4,1 ‰ | 4,2 ‰ |

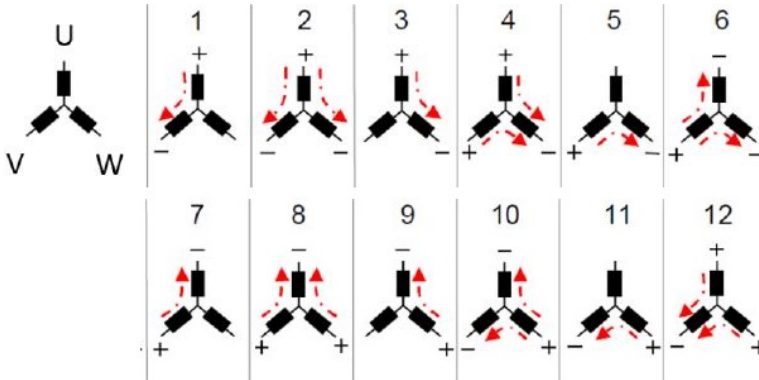


Abbildung 4.11: Schematische Darstellung eines 12-pulsigen Kommutierungszyklus nach [25]. „+“ („-“) bedeutet, dass der Strang auf positivem (negativem) Zwischenkreispotential liegt. Die Pfeile zeigen die technische Stromflussrichtung an.

Lagerströme des Lüftermotors *Fan2*: Mit vorliegendem Aufbau ist eine Drehzahlvorgabe bis 1300 min^{-1} möglich. Die gemäß Abschnitt 1.2 aus den Messdaten berechneten Lagerströme und -spannungen sind in Abbildung 4.12 bei kaltem Motor und in Abbildung 4.13 für warmen Motor dargestellt.

Die höchsten EDM-Lagerströme treten bei kaltem Motor (Abb. 4.12) um 600 min^{-1} und bei betriebswarmen Motor (Abb. 4.13) um 1000 min^{-1} auf. Durch die vertikale Anordnung der Lüfterwelle wird die axiale Lagerkraft ($F_a = 31,39 \text{ N}$) durch die Gewichtskraft von Rotor und Lüfterrad abgeschätzt. Mit einem analytischen Berechnungsprogramm, entwickelt am Institut für Elektrische Energiewandlung der TU Darmstadt und zuletzt beschrieben in [2], wird die *Hertz'sche* Druckfläche des Lagers zu $A_{\text{Hertz}} = 0,19 \text{ mm}^2$ berechnet. Hierbei werden mit analytischen Formeln die Einzelkräfte auf die belasteten Wälzkörper nach dem in [26] beschriebenen Verfahren berechnet. Eine Übersicht der im Programm verwendeten Berechnungsfunktionen für die Kraftverteilung im Wälzlager ist in [N6] enthalten. Die scheinbare Lagerstromdichte wird wie in Abschnitt 3.5 beschrieben berechnet und in den Abbildungen 4.12 und 4.13 eingetragen.

Der maximale Mittelwert der Lagerströme über der Rotordrehzahl ist 250 mA bei 1080 min^{-1} und einer mittlerer Lagertemperatur von $\vartheta_b = 50 \text{ }^\circ\text{C}$.

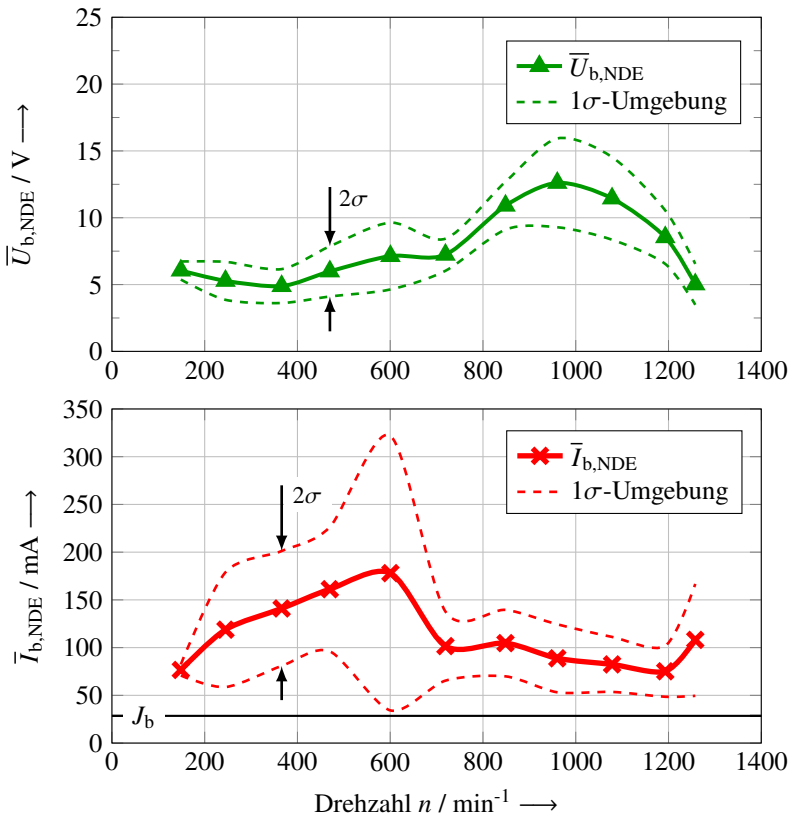


Abbildung 4.12: Arithmetische Mittelwerte der Lagerströme und Lagerspannungen auf der Nichtantriebsseite des *Fan2* sowie deren Standardabweichungen im Drehzahlbereich von 150 bis 1300 min^{-1} beim Betrieb mit dem Umrichter *EPET1L-W*. Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f = 18 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 25^\circ \text{C}$.

Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme. Es treten hauptsächlich EDM-Lagerströme auf.

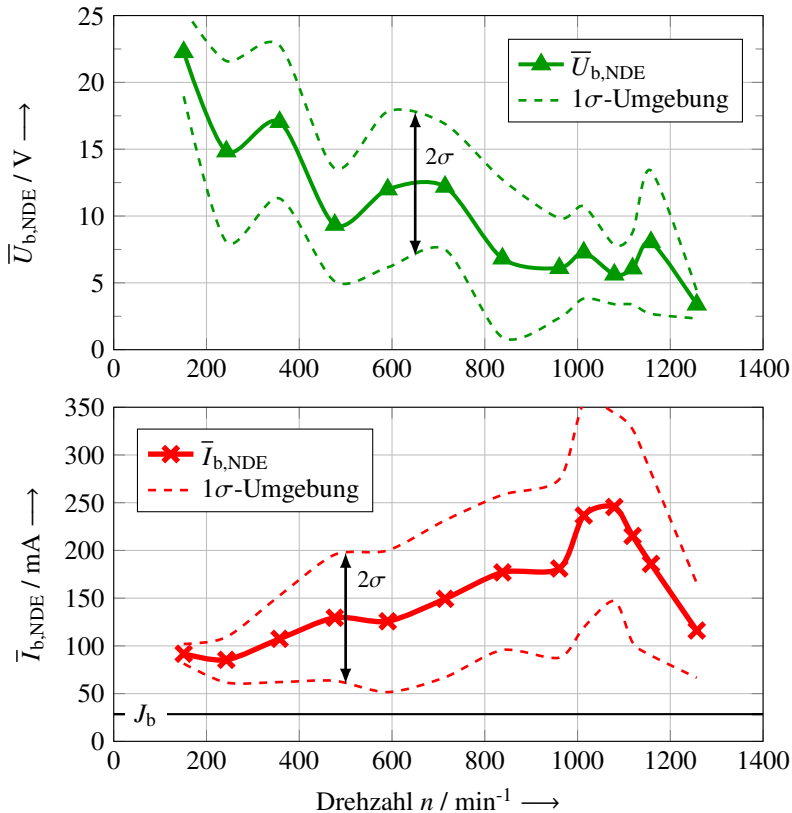


Abbildung 4.13: Wie Abbildung 4.12 nur bei mittlerer Lagertemperatur von $\vartheta_b = 50^\circ\text{C}$. Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte von $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$.

Beim Lüftermotor *Fan2* treten EDM-Lagerströme auf. Das Maximum der mittleren Lagerströme ist abhängig von der Lagertemperatur und der Drehzahl; es liegt bei 25°C bei 600 min^{-1} und bei 50°C bei 1100 min^{-1} .

4.3 1,1 kW-Asynchronmotor *IMI*

Bei einer vierpoligen Käfigläufer-Asynchronmaschine mit einer Bemessungsleistung von 1,1 kW sind Lagerströme über der Rotordrehzahl 0 ... 3000 min⁻¹ gemessen worden. Diese Ergebnisse sind bei [T13] entstanden und in [E6] veröffentlicht worden. Die Bemessungsdaten des Motors *IMI* stehen in der Tabelle 4.6. Die Achshöhe dieser Maschine beträgt 90 mm.

Die parasitären Maschinenkapazitäten sind mit den analytischen Formeln 2.2 und 2.4 ... 2.6 berechnet worden und stehen in Tabelle 4.7. Die beiden Lagerschilder sind nach dem in dieser Arbeit einheitlich verwendeten Verfahren nach [2] zur Lagerstrommessung modifiziert worden.

Wie in Abbildung 4.14 dargestellt ist die Gleichtaktspannung und die Lager-spannung auf der Antriebsseite bei einer Rotordrehzahl von 1000 min⁻¹ gemessen worden. Aus dieser Messung ergibt sich ein berechneter Lagerspannungsteiler von $BVR = 5,96 \%$. Abhängig von der Rotordrehzahl verändern sich die Lagerkapazitäten, sodass das gemessene Lagerspannungsverhältnis über der Drehzahl variiert. Diese Variation ist jedoch geringer als 0,4 Prozentpunkte.

Die gemessenen Lagerströme auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite sind in Abbildung 4.15 über der Rotordrehzahl dargestellt.

Mit einer berechneten radialen Lagerkraft von $F_r = 63 \text{ N}$ und einer axialen Lagerkraft von $F_a = 50 \text{ N}$ ergibt sich nach [17] eine *Hertz'sche* Druckfläche von $A_{\text{Hertz}} = 0,434 \text{ mm}^2$. Mit dem über der Rotordrehzahl größten Mittelwert der Lagerströme von 0,96 A bei 1650 min⁻¹ errechnet sich die scheinbare Lagerstromdichte zu 1,47 A/mm².

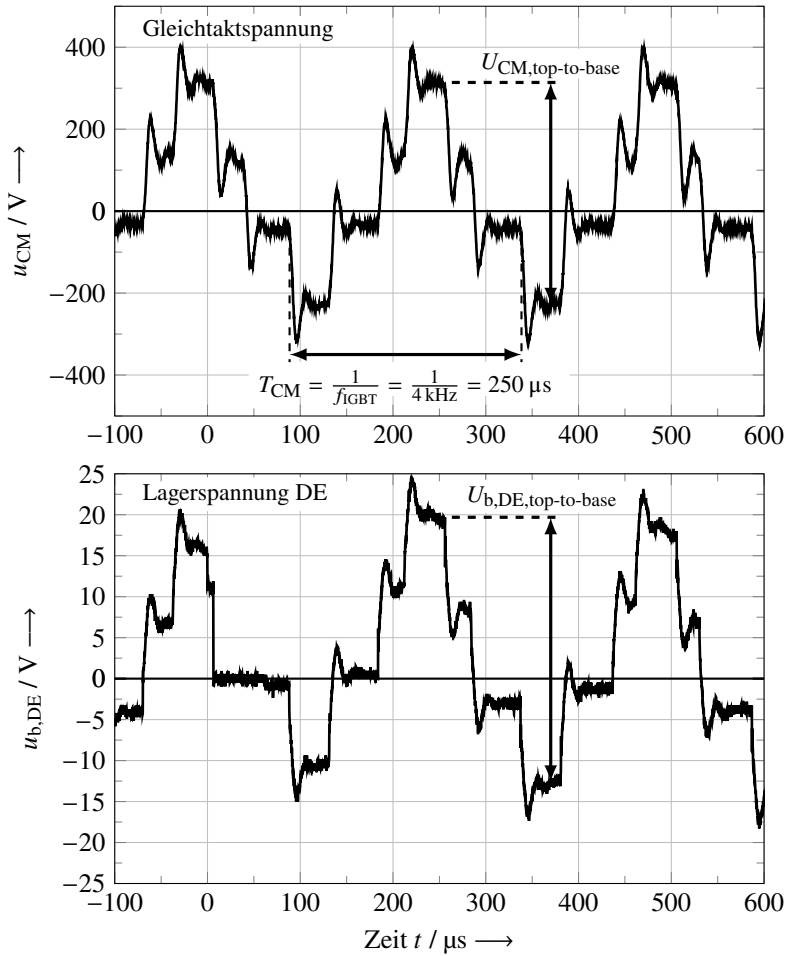


Abbildung 4.14: Gemessene Gleichtaktspannung u_{CM} und Lagerspannung $u_{b,DE}$ auf der Antriebsseite bei 1000 min^{-1} und einer mittleren Lagertemperatur von $\vartheta_b = 50 \text{ }^\circ\text{C}$ zur Bestimmung des Verhältnisses von Lagerspannung zur Gleichtaktspannung (BVR) des Motors *IM1*. Bei $t = 0 \mu\text{s}$ findet ein Teilzusammenbruch der Lagerspannung von 16 V auf 11 V statt.

Tabelle 4.6: Bemessungs- und Lagerdaten der untersuchten vierpoligen Käfigläufer-Asynchronmaschine *IMI*

| | | | |
|------------------------------|----------|-------------------|-------------------------------------|
| Bemessungsleistung | P_N | kW | 1,1 |
| Bemessungsdrehzahl | n_N | min^{-1} | 1420 |
| Bemessungsfrequenz | f_N | Hz | 50 |
| Polpaarzahl | p | - | 2 |
| Strangzahl | m | - | 3 |
| Axiale Länge des Blechpakets | l_{Fe} | mm | 75 |
| Innendurchmesser des Stators | d_{si} | mm | 90 |
| Anzahl der Statornuten | Q_s | - | 36 |
| Mechanischer Luftspalt | δ | mm | 0,3 |
| Statorwicklungstyp | - | - | Konzentrische Einschichtwicklung |
| Lagertyp DE und NDE | - | - | 6205 C3 |
| Anzahl der Wälzkörper | Z_{WK} | - | 9 |
| Lageraußendurchmesser | d_{bo} | mm | 52 |
| Lagerinnendurchmesser | d_{bi} | mm | 25 |

Tabelle 4.7: Analytisch berechnete parasitäre Maschinenkapazitäten des kleinen Käfigläufer-Asynchronmotors *IMI*

| | Kapazitäten / 10^{-12} F |
|------------------------------------------------|----------------------------|
| Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität C_{sw-f} | 4479 |
| Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität C_{r-f} | 518 |
| Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{sw-r} | 58,2 |
| Lagerkapazität (geschätzt) C_b | 100 |

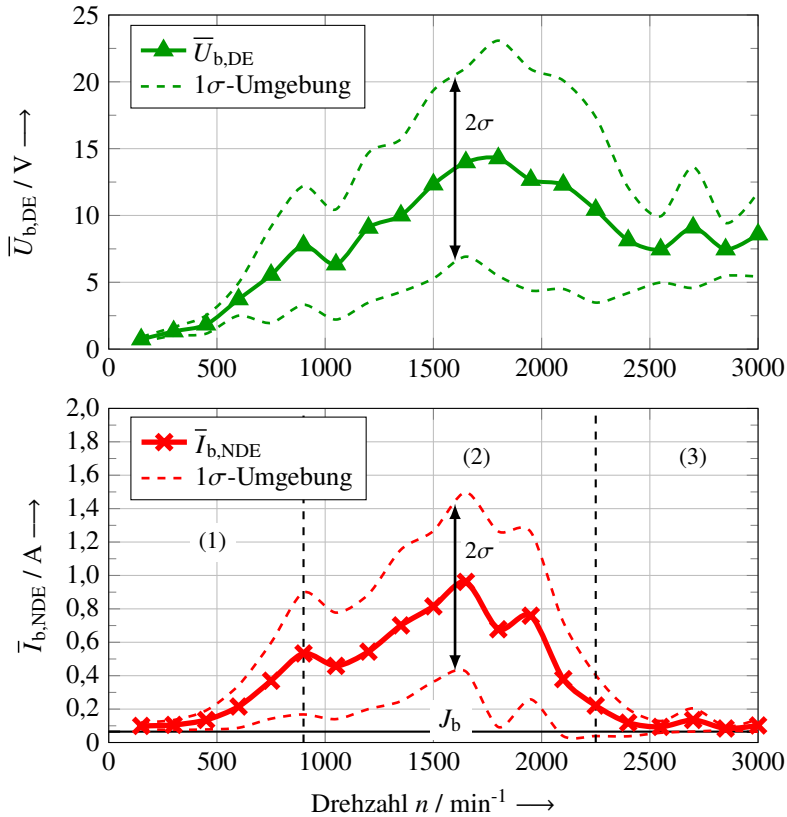


Abbildung 4.15: Arithmetische Mittelwerte der Lagerströme auf der Nichtantriebsseite und Lagerspannungen auf der Antriebsseite des *IMI* sowie deren Standardabweichungen im Drehzahlbereich von 150 bis 3000 min^{-1} beim Betrieb mit dem Umrichter *MDX61B* des Herstellers *SEW*. Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f_{\text{IGBT}} = 4 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 50^\circ \text{C}$.

Im Bereich (1) treten resistive- und vereinzelt EDM-Lagerströme auf, im Bereich (2) treten hauptsächlich EDM-Lagerströme auf und im Bereich (3) wurden nur kapazitive Lagerströme gemessen.

Eingezeichnet ist die berechnete scheinbare Lagerstromdichte von $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$.

Bei diesem 1,1 kW-Asynchronmotor *IMI* sind bei niedrigen Drehzahlen resistive- und vereinzelt EDM-Lagerströme nachgewiesen, bei höheren Drehzahlen treten hauptsächlich EDM-Lagerströme auf und bei sehr hohen Drehzahlen werden nur kapazitive Lagerströme gemessen.

4.4 1,5 kW-Servomotor *PMSM3*

Als weiteren und letzten Lagerstromrepräsentanten für einen Kleinantrieb wurde ein permanentmagnetenerregter Synchronservomotor mit einer Bemessungsleistung von 1,5 kW ausgewählt. Die Ergebnisse sind ebenfalls bei [T13] entstanden und in [E6] veröffentlicht worden. Die Betriebsdaten des Servomotors *PMSM3* sind in Tabelle 4.8 dargestellt. Der Servomotor verfügt über einen Lagegeber des Rotors vom Typ SKS/SKM36S der Firma *SICK*, der auf der Nichtantriebsseite befestigt ist. In ihm ist das Lager L-2112 eingebaut. Die elektrische Lagerkapazität dieses Lagers ist im Ersatzschaltbild der bei höheren Frequenzen (ca. 1 kHz ... 10 MHz) wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten aus Abbildung 1.4 parallel zur Lagerkapazität $C_{b,NDE}$ einzuzeichnen.

Tabelle 4.8: Betriebsdaten des untersuchten permanentmagneterten Synchronservomotors *PMSM3*

| | | | |
|-------------------------------|----------|-------------------|-------------------------|
| Bemessungsleistung | P_N | kW | 1,5 |
| Bemessungsdrehzahl | n_N | min^{-1} | 6000 |
| Bemessungsfrequenz | f_N | Hz | 300 |
| Polpaarzahl | p | - | 3 |
| Strangzahl | m | - | 3 |
| Axiale Länge des Blechpakets | l_{Fe} | mm | 39 |
| Innendurchmesser des Stators | d_{si} | mm | 33 |
| Anzahl der Statornuten | Q_s | - | 9 |
| Mechanischer Luftspalt | δ | mm | 0,675 |
| Statorwicklungstyp | - | - | Zahnspulen- wicklung |
| Lagertyp DE | - | - | 6004 C3 |
| Lagertyp NDE | - | - | 6001 C3 |
| Anzahl der Wälzkörper DE; NDE | Z_{WK} | - | 11; 8 |

Nach Einbringung von elektrischen Isolationen zwischen dem antriebsseitigen Wälzlager und dem Lagerschild sowie zwischen dem Lagebergehäuse und dem Motorgehäuse können Lagerströme an diesen beiden Stellen gemessen werden. Eine elektrische Isolation des Lagers auf der Nichtantriebsseite ist hier nicht mög-

lich. Die gemessenen Lagerströme sind in Abbildung 4.16 dargestellt. Im Lager des Positionsgebers treten EDM-Lagerströme nahezu im gesamten Drehzahlbereich auf.

Da eine Berechnung der Lagerkräfte auf das Lager des Positionsgebers hier nicht möglich ist, wird die *Hertz'sche* Druckfläche über die maximal zulässigen Lagerkräfte von $F_r = 10 \text{ N}$ und $F_a = 5 \text{ N}$ abgeschätzt. Es ergibt sich somit eine berechnete maximale *Hertz'sche* Druckfläche von $0,0367 \text{ mm}^2$.

Mit dem über der Rotordrehzahl größten Mittelwert der Lagerströme von $0,287 \text{ A}$ bei 2700 min^{-1} errechnet sich die scheinbare Lagerstromdichte zu $5,2 \text{ A/mm}^2$.

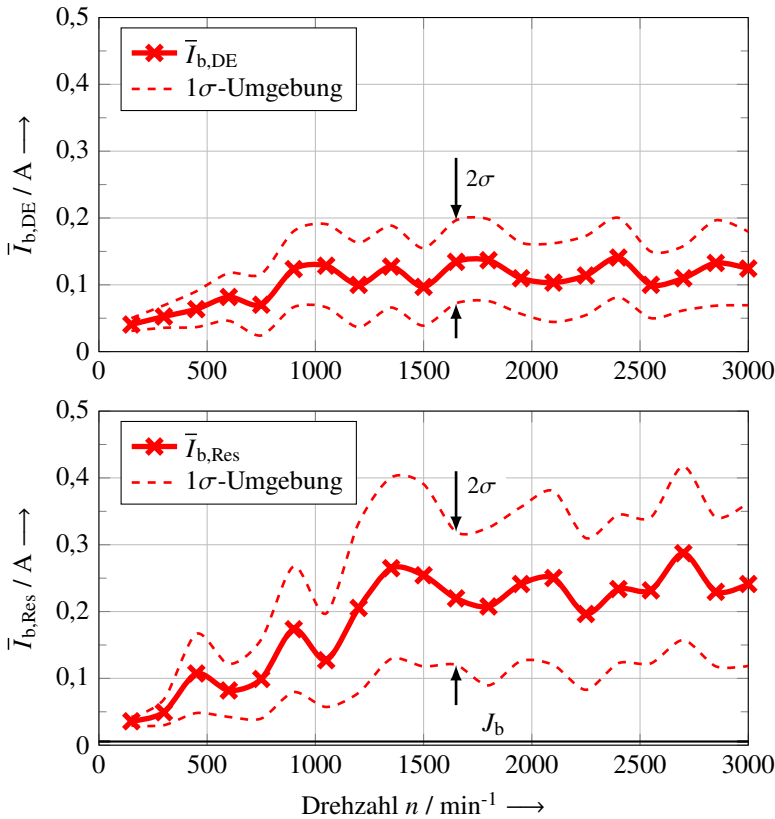


Abbildung 4.16: Arithmetische Mittelwerte der Lagerströme auf der Antriebsseite und im Lager des Positionsgebers (Resolver) auf der Nichtantriebsseite des *PMSM3* sowie deren Standardabweichungen im Drehzahlbereich von 150 bis 3000 min^{-1} . Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f_{\text{IGBT}} = 4 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 34^\circ \text{C}$. Betrieb mit dem Umrichter *MDX61B* des Herstellers *SEW*.

Im Lager des Positionsgebers treten EDM-Lagerströme nahezu im gesamten Drehzahlbereich auf. Eingezeichnet sind die berechneten scheinbaren Lagerstromdichten von $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$.

Beim permanentmagneterregten Synchronservomotor *PMSM3* treten EDM-Lagerströme im Lager des Positionsgebers der Welle auf. Durch die kleine Lagergröße und der damit verbundenen geringen Hertz'schen Druckfläche ist das Lager besonders gefährdet.

4.5 Scheinbare Lagerstromdichten bei Lüfter- und Kleinantrieben

In der Tabelle 4.9 stehen die berechneten scheinbaren Lagerstromdichten der in diesem Kapitel verwendeten vier Kleinmotoren. Das Diagramm der scheinbaren Lagerstromdichte über der Achshöhe aus [15] wurde um diese vier Kleinmotoren erweitert und ist in Abbildung 4.17 dargestellt. Der erwartete Verlauf des Graphen ist somit verifiziert.

Tabelle 4.9: Scheinbare Lagerstromdichten $\bar{J}_{b,\max}$ berechnet aus den höchsten arithmetischen Mittelwerten der Lagerströme $\bar{I}_{b,\max}$ und analytisch berechneten *Hertz*'schen Druckflächen der Wälzkörper bei den vier untersuchten Kleinmotoren *Fan1*, *Fan2*, *IM1* und *PMSM3*. Angegeben ist die Achshöhe h_{shaft} der Motoren.

| | $\bar{I}_{b,\max} / \text{A}$ | $A_{\text{Hertz}} / \text{mm}^2$ | $\bar{J}_{b,\max} / (\text{A}/\text{mm}^2)$ | $h_{\text{shaft}} / \text{mm}$ |
|---------------------------|-------------------------------|----------------------------------|---------------------------------------------|--------------------------------|
| <i>Fan1</i> | 0,144 ... 0,158 | 0,239 ... 0,812 ¹ | 0,13 ... 0,44 | 56 ² |
| <i>Fan2</i> | 0,250 | 0,190 | 0,88 | 48 ² |
| <i>IM1</i> | 0,960 | 0,434 | 1,47 | 90 |
| <i>PMSM3</i> ³ | 0,287 | 0,0367 | 5,21 | 36 |

¹ Lastvariation: Tabelle 4.3

² Aus dem halben Statoraußendurchmesser umgerechnete typische Achshöhen für Synchronservomotoren nach IEC 60034.

³ Der hier angegebene Wert bezieht sich auf das Lager im Positionsgeber, weil dort höhere scheinbare Lagerstromdichten auftreten als im normalen Lager. Dies resultiert aus dessen kleineren Lagerabmessungen.

Die drei Kleinmotoren *Fan1*, *Fan2* und *PMSM3* sind permanentmagneterregte Synchronmotoren mit Zahnspulenwicklung. Diese Motorbauform hat aufgrund der fehlenden Kurzschlussringe am Rotor eine geringere Kapazität zwischen Statorwicklung und Rotor als bei Asynchronmaschinen mit Kurzschlusskäfig. Zur Verdeutlichung sei hier auf Abbildung 8.1 verwiesen.

Die beiden in Abbildung 4.17 eingezeichneten Punkte der Lüftermotoren *Fan1* und *Fan2* liegen links der eingezeichneten Kurve. Diese können geringfügig zu

größeren Achshöhen verschoben werden, wenn als Achshöhe nicht der halbe Statoraußendurchmesser, sondern der halbe Rotoraußendurchmesser gewählt wird. Der eingezeichnete Punkt von Motor *IMI* liegt rechts vom linken Ast der Ausgleichskurve und ist mit folgenden Punkten erklärbar:

Asynchronmaschinen mit Käfigläufer haben eine größere Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität aufgrund der Einkopplung des Wickelkopfes zum Rotor, Abbildung 8.1.

Ebenfalls ist die Luftspaltweite δ bei Asynchronmaschinen geringer als bei permanentmagneterregten Synchronmaschinen.

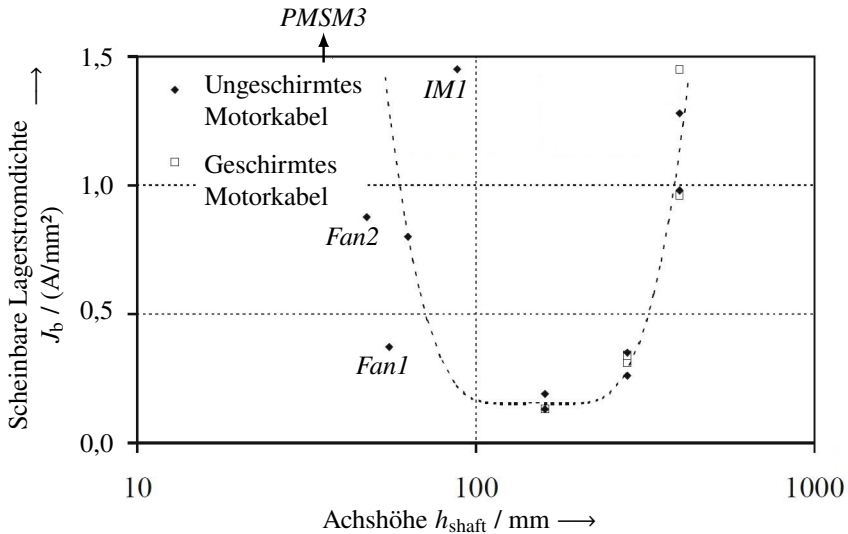


Abbildung 4.17: Scheinbare Lagerstromdichte in Abhängigkeit der Achshöhe aus [15]. Ergänzt sind die in Kapitel 4 untersuchten vier Kleinmotoren.

Der Kurvenverlauf der scheinbaren Lagerstromdichte in Abhängigkeit der Achshöhe der Abbildung 4.17 ist mit weiteren vier Kleinmotoren verifiziert.

Kapitel 5

Berechnung parasitärer Maschinenkapazitäten

Das Ersatzschaltbild der bei höheren Frequenzen (ca. 1 kHz ... 10 MHz) wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten von Abbildung 1.4 ist gültig für Käfigläufer-Asynchronmaschinen und permanentmagneterregte Synchronmaschinen verschiedenster Baugrößen. Für verschiedene Bauformen, so z. B. Zylinderläufer und Scheibenbauform, ändern sich die Kapazitätswerte und -verhältnisse in kleinen Bereichen. Eine gute Übersicht über die Kapazitätswerte parasitärer Maschinenkapazitäten für Norm- und Transnormmotoren im Bereich der Bemessungsleistung von 0,2 bis 400 kW gibt die Literatur [14].

5.1 Einfluss der Baugröße auf das Lagerspannungsteilerverhältnis BVR

Ausgehend von den Kapazitätswerten der parasitären Maschinenkapazitäten eines vierpoligen Käfigläufer-Asynchronmotors mit einer Bemessungsleistung von 1,5 kW aus Tabelle 5.1 werden Abhängigkeiten der Lagerspannung von geometrischen Parametern wie der axialen Blechpaketlänge l_{Fe} und dem Rotoraußen-

durchmesser d_{ro} sowie der Luftspaltweite δ hergeleitet.

Die Lagerspannung hängt im Wesentlichen ab von der Kapazität C_{sw-r} zwischen der Statorwicklung und dem Rotor, die einerseits über die axiale Länge des Blechpakets und andererseits in den Wickelköpfen gebildet wird.

EDM-Lagerströme werden bestimmt durch den kapazitiven Spannungsteiler, der das Verhältnis BVR zwischen Lagerspannung und Gleichtaktspannung angibt. Seine Kapazitäten sind abhängig von den geometrischen Abmessungen der jeweiligen Maschine. Sie werden mit analytischen Gleichungen ermittelt, mit denen das Verhältnis BVR (1.3) auf die Form $BVR = x/(a \cdot x + b)$ gebracht werden kann.

Hierbei erweist sich die Variable x als geometrischer Skalierungsfaktor und wird daher im Folgenden w_{gs} genannt mit $w_{gs} := (d_{ro} \cdot l_{Fe})/\delta$. Er ist proportional abhängig vom Rotorausenddurchmesser d_{ro} und der axialen Blechpaketlänge l_{Fe} sowie antiproportional zur Luftspaltweite δ . Multipliziert man w_{gs} mit Pi, dann ist er der Quotient aus Rotormantelfläche und Luftspaltweite. In Näherung kann w_{gs} als Rotormantelfläche bezogen auf die Luftspaltweite interpretiert werden.

Die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{sw-r} wird nach Formel 5.1 mit den beiden geometrischen Annahmen

$$Q_s \cdot s_Q \approx 0,3 \cdot \pi \cdot d_{ro},$$

$$h_{\text{wedge}} \approx 2 \cdot \delta \text{ und}$$

mit der Vereinfachung, dass die Permittivität der Nutisolation und des Nutkeils bzw. Deckschiebers $\epsilon_r = 1$ ist, analytisch abgeschätzt. Hierbei ist der Einfluss der Wickelköpfe vernachlässigt.

Mit diesen Annahmen ist die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität (5.1) linear abhängig vom Rotorausenddurchmesser d_{ro} und von der axialen Blechpaketlänge l_{Fe} sowie antiproportional abhängig zur Luftspaltweite δ .

Die Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität C_{r-f} wird als Zylinderkondensator mit einer äquivalenten Luftspaltweite δ_e zu Formel 5.2 berechnet. Hierbei wird der Einfluss der Nutung mit dem Carter-Faktor k_C als $\delta_e = k_C \cdot \delta$ berücksichtigt. Mit der Taylor-Reihenentwicklung für den natürlichen Logarithmus lässt sich das Verhältnis $\ln(\frac{d_{ro}+2 \cdot \delta_e}{d_{ro}})$ für $\delta_e \ll d_{ro}$ zu $\frac{2 \cdot \delta_e}{d_{ro}}$ vereinfachen.

Unter Berücksichtigung der beiden Formeln 5.1 und 5.2 in Formel 1.3 für den Spannungsteiler BVR zwischen Lagerspannung und Gleichtaktspannung folgt

Tabelle 5.1: Bemessungsdaten und analytisch berechnete parasitäre Maschinenkapazitäten einer vierpoligen Käfigläufer-Asynchronmaschine *IM2*.

| | | | |
|-------------------------------------|-------------------|-------------------|---------|
| Bemessungsleistung | P_N | kW | 1,5 |
| Bemessungsdrehzahl | n_N | min^{-1} | 1400 |
| Bemessungsfrequenz | f_N | Hz | 50 |
| Polpaarzahl | p | - | 2 |
| Innendurchmesser des Stators | d_{si} | mm | 90 |
| Außendurchmesser des Rotors | d_{ro} | mm | 89,5 |
| Axiale Länge des Blechpakets | l_{Fe} | mm | 76,6 |
| Lagertyp DE und NDE | - | - | 6205 C3 |
| Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazität | $C_{\text{sw-f}}$ | pF | 9360 |
| Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität | $C_{\text{sw-r}}$ | pF | 30,0 |
| Rotor-zu-Gehäuse-Kapazität | $C_{\text{r-f}}$ | pF | 600 |
| Mittlere Kapazität des Wälzlagers | C_b | pF | 130 |
| Lagerspannungsteiler | BVR | % | 3,1 |

Formel 5.3.

$$C_{\text{sw-r}} = \frac{\epsilon_0 \cdot Q_s \cdot s_Q \cdot l_{\text{Fe}}}{\delta + h_{\text{wedge}}} \approx \frac{\epsilon_0 \cdot 0,3 \cdot \pi \cdot d_{\text{ro}} \cdot l_{\text{Fe}}}{3 \cdot \delta} \sim \frac{d_{\text{ro}} \cdot l_{\text{Fe}}}{\delta} \quad (5.1)$$

$$C_{\text{r-f}} = \frac{2\pi\epsilon_0 \cdot l_{\text{Fe}}}{\ln\left(\frac{d_{\text{ro}}+2\cdot\delta_e}{d_{\text{ro}}}\right)} \approx \frac{\pi \cdot d_{\text{ro}} \cdot l_{\text{Fe}} \cdot \epsilon_0}{\delta_e} \sim \frac{d_{\text{ro}} \cdot l_{\text{Fe}}}{\delta} \quad (5.2)$$

$$BVR(x) = \frac{x}{\left(1 + \frac{10}{k_C}\right) \cdot x + \frac{10 \cdot 2 \cdot C_b}{\pi \cdot \epsilon_0}} = \frac{x}{a \cdot x + b} \quad \text{mit } x = w_{\text{gs}} = \frac{d_{\text{ro}} \cdot l_{\text{Fe}}}{\delta} \quad (5.3)$$

Mit den typischen Größen des 1,5 kW-Asynchronmotors *IM2* ergeben sich $a = 1 + \frac{10}{k_C} = 21$ und $b = \frac{10 \cdot 2 \cdot C_b}{\pi \cdot \epsilon_0} = 93$. Abbildung 5.1 gibt den Kurvenverlauf von BVR über w_{gs} wieder. Für die Maschine *IM2* ist der geometrische Skalierungsfaktor $w_{\text{gs}} = 27,4 \text{ m}$ eingezeichnet.

Am Kurvenverlauf ist der Grenzwert $1/a$ für große w_{gs} erkennbar. Der Faktor $\frac{10}{k_C}$ beschreibt das Verhältnis der beiden Kapazitäten $\frac{C_{\text{r-f}}}{C_{\text{sw-r}}}$. Eine Auswertung der

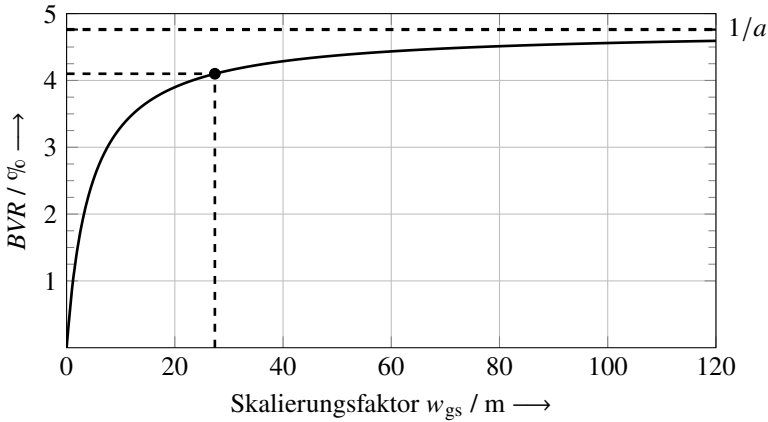


Abbildung 5.1: Kurvenverlauf des Verhältnisses BVR zwischen Lagerspannung und Gleichtaktspannung in Abhängigkeit des geometrischen Skalierungsfaktors w_{gs} mit $w_{gs} = (d_{ro} \cdot l_{Fe}) / \delta$, Formel 5.3.

Forschungsergebnisse [15], [16], [27], [28], [29], [30], [31], [32] und [33] zeigt, dass dieses Verhältnis typisch zwischen 9 und 47 liegt.

Wird die Statorwicklung an den Wickelköpfen in radialer Richtung vom Rotor weggebogen, vergrößert sich der Abstand zwischen der obersten Lage der Statorwicklung und der Rotoroberfläche. Dies ist in Abbildung 5.2 skizziert. Bei eingeträufelter Statorwicklung ist es üblich, dass die Position und Lage der obersten Statorwicklungsschicht in den jeweiligen Statornuten verschieden ist. Beide Einflüsse verändern das Verhältnis BVR zwischen Lagerspannung und Gleichtaktspannung und machen eine exakte Vorausberechnung unmöglich.

Als konstruktive Abhilfemaßnahme im Motor zur Reduzierung der Lagerspannung und damit der EDM-Lagerströme kann eine elektrostatische Abschirmung zwischen der Statorwicklung und dem Rotor entweder teilweise nur in den Wickelköpfen [32] oder vollständig [34] inklusive entlang der axialen Blechpaketlänge auch in den Statornuten erfolgen.

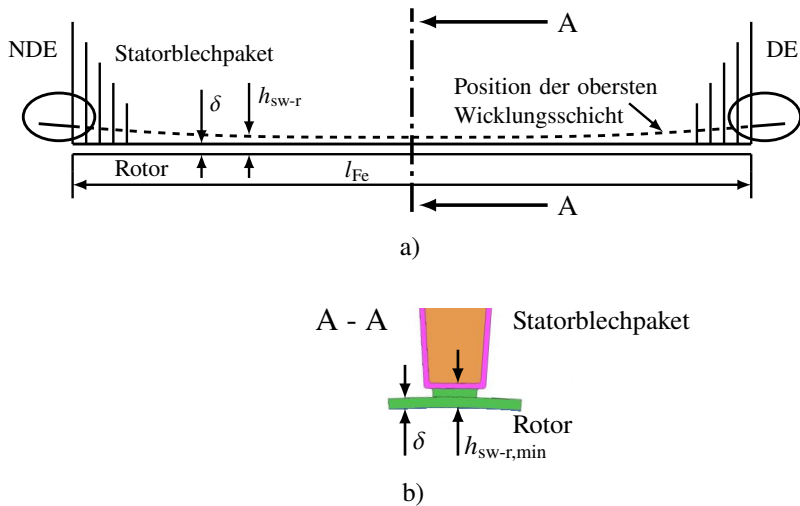


Abbildung 5.2: a) Skizze entlang der axialen Blechpaketlänge zur Position und Lage der obersten Wicklungsschicht der Statorwicklung gegenüber der Rotoroberfläche. Die beiden Wickelköpfe der Statorwicklung auf der Antriebs- (DE) und Nichtantriebsseite (NDE) sind vom Rotor in radialer Richtung nach außen weggebogen. b) Freischnitt an der Linie A - A mit minimalem Abstand $h_{sw-r,min}$ zwischen Statorwicklung und Rotor.

5.2 Ansatz zur analytischen Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten

Die Genauigkeit der analytischen Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten ist abhängig von der exakten Kenntnis der geometrischen Lage der Statorwicklung in den Nuten sowie im Wickelkopf. Aufgrund von Fertigungseinflüssen ist daher bei einer konstruierten Maschine eine Vergleichsmessung zur Bestimmung des tatsächlichen Lagerspannungsverhältnisses BVR unabdingbar!

Zur Beurteilung des Lagerstromverhaltens der unterschiedlichen Maschinenbauarten ist die Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten mit analytischen Näherungsformeln ausreichend. Die Kapazitäten werden hierbei durch die Annahme von Platten- und Zylinderkondensatoren berechnet, siehe (2.4), (2.5) und (2.6).

5.3 Ansatz zur numerischen Berechnung der parasitären Maschinenkapazitäten

Mit Hilfe numerischer Feldberechnungsprogramme wie *JMAG* (zwei- und dreidimensional) oder *FEMM* (ausschließlich zweidimensional) ist es möglich, die Genauigkeit der analytisch berechneten parasitären Maschinenkapazitäten zu erhöhen sowie kompliziertere Geometrien zu berechnen, die z. B. im Wickelkopf vorherrschen. Der Einfluss der Position der obersten Lage der Statorwicklung bei halbgeschlossenen Statornuten auf die Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität ist für eine Maschine mit einer Bemessungsleistung von 110 kW in [19] gezeigt. Die Abbildung 5.3 zeigt das numerisch berechnete elektrische Feld zwischen der Statorwicklung und dem Rotor bei Maschine *PMSM1*. Hierbei liegt die Spannung 1 V an der Statorwicklung und jeweils 0 V am Rotor und am Statorblechpaket an. Die aus dem Verlauf der Feldlinien abgelesenen reduzierten Breiten s'_Q und s''_Q werden zur Korrektur der analytisch berechneten Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazität verwendet.

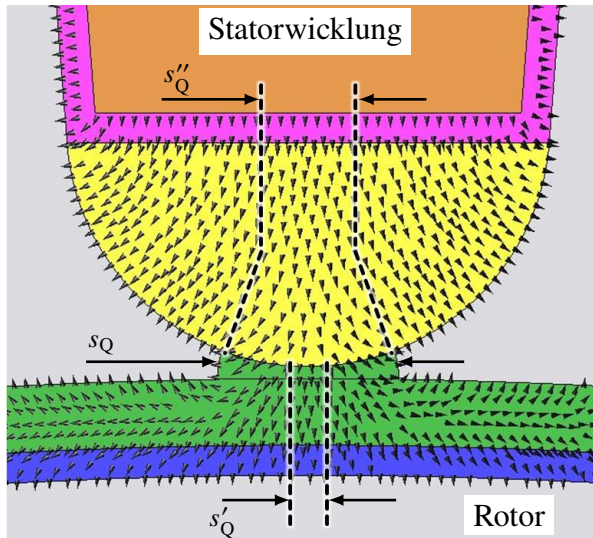


Abbildung 5.3: Feldbild der Statornutöffnung der Maschine *PMSM1* bei 1 V anliegend an der Statorwicklung und 0 V am Rotor sowie am Blechpaket. Eingezeichnet ist die Nutöffnungsbreite s_Q sowie die beiden geringeren Breiten s'_Q und s''_Q für die analytische Kapazitätsberechnung. Das Modell wurde erstellt mit dem Programm *JMAG*.

Kapitel 6

Simulation von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen

Zur Simulation von EDM-Lagerströmen ist ein Ersatzmodell des Motors mit den parasitären Maschinenkapazitäten nach Abbildung 1.4, bei dem die Gleichtaktspannung eingepreßt wird, ausreichend. Die Lagerkapazitäten $C_{b,DE}$ und $C_{b,NDE}$ sind hierbei mit dem Schaltermodell der Abbildung 6.1 nach [E1] sowie nach [E11] zu ersetzen. Bei jeder Schalthandlung des Zwei-Level-Spannungszwischenkreis-Wechselrichters ändert sich die Gleichtaktspannung und damit auch die Spannung über dem Lager. Ein Spannungsdurchschlag im Wälzlager tritt auf, wenn die Durchbruchfeldstärke $E_D = u_b/h_0$ im Schmierfett überschritten wird. Der Einfluss des Schmierfetts auf die elektrische Impedanz des Wälzlagers ist in Kapitel 7 beschrieben.

Zur Simulation von Rotor-Erd-Lagerströmen bei Erdung des Rotors wird dieses Ersatzmodell um die Erdung des Rotors erweitert. Dieses Ersatzmodell ist in Abbildung 6.5 dargestellt.

Zunächst werden in Abschnitt 6.1 die wesentlichen Komponenten des Antriebssystems bestehend aus der Versorgungsspannung, dem Wechselrichter und dem Motor vorgestellt. In Abschnitt 6.2 wird das vereinfachte Ersatzmodell *Modell 1* des Motors mit eingepreßter Spannungsänderung der Gleichtaktspannung

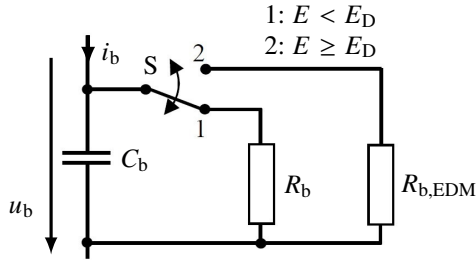


Abbildung 6.1: Ersatzmodell des Wälzlagers mit idealem Schalter S , elektrische Kapazität des Wälzlagers C_b , Lagerwiderstand bei Vollschrömerung R_b sowie der Lagerwiderstand bei Entladung $R_{b,EDM}$ mit $R_{b,EDM} \ll R_b$. Schalterstellung 1: Kein Entladestrom, hauptsächlich kapazitiver Lagerstrom, 2: Lagerstrom bei Durchschlag.

vorgestellt. Mit diesem Ersatzmodell ist das grundsätzliche Lagerstromverhalten ausreichend abbildbar.

In Abschnitt 6.3 werden Erweiterungen des Ersatzmodells vorgestellt, die mit Messungen an einem 1,5 kW-Asynchronmotor mit Rotorerdung verifiziert wurden. Diese Ergebnisse sind im Rahmen der Abschlussarbeit [T7] erarbeitet worden.

Weitere Arbeiten auf dem Gebiet der Modellierung und Simulation von Gegentakt- und Gleichtaktsgnalen im Antriebsstrang sind [35], [36], [37], [38], [39], [40] und [41].

6.1 Komponenten des Antriebssystems

Die Komponenten des Antriebssystems werden anhand des Antriebssystems mit einem 1,5 kW-Asynchronmotor des Prüfstands 2 aus [2] beschrieben. Die Abbildung 6.2 zeigt das Antriebssystem bestehend aus Transformator, Frequenzumrichter, Motorzuleitung und Asynchronmotor mit Rotorerdung. Der Sternpunkt des Transformators ist als Neutraleiter rausgeführt und mit dem Potentialausgleich PE im Kreuzschienenverteiler der Laboreinspeisung verbunden. An dem Potentialausgleich des Prüfstands sind der Frequenzumrichter und das Rotor-Erd-Kabel angeschlossen. Das Gehäuse des Asynchronmotors ist gegenüber dem

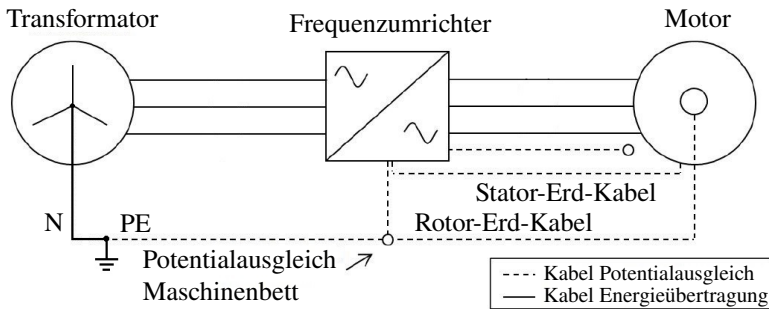


Abbildung 6.2: Übersicht über das Antriebssystem bestehend aus Drehstrom-Transformator, Frequenzumrichter, Kabeln und Asynchronmotor mit Rotorerdung.

Prüfstandsfundament elektrisch isoliert und ausschließlich über das Stator-Erd-Kabel geerdet. Die Einspeisung wird mit einem Dreiphasen-Vierleitersystem nach Abbildung 6.3 mit drei sinusförmigen Spannungsquellen gleicher Amplitude und einem elektrischen Phasenversatz von jeweils 120° modelliert. Daraus ergibt sich das Dreiphasen-Vierleitersystem mit drei Außenleitern L1, L2, L3 und einem Neutralleiter N, welches die Bezeichnung $3/N \sim 400/230 \text{ V } 50 \text{ Hz}$ hat.

Der in dem Prüfstand verwendete 2-Level-Spannungswischenkreis-Umrichter FC302 von *Danfoss* mit einer Taktfrequenz von $f_{\text{IGBT}} = 10 \text{ kHz}$ wird nach Abbildung 6.4 nachgebildet. Der Frequenzumrichter besteht aus einem dreiphasigen Brückengleichrichter mit Dioden B6U, den Zwischenkreiskondensatoren C_1 und C_2 sowie dem dreiphasigen Wechselrichter bestehend aus IGBTs. Wird der Umrichter mit einer induktiven Last (z. B. ein Asynchronmotor) betrieben, müssen die anti-parallelen Freilaufdioden der IGBTs im Ersatzmodell mit modelliert werden.

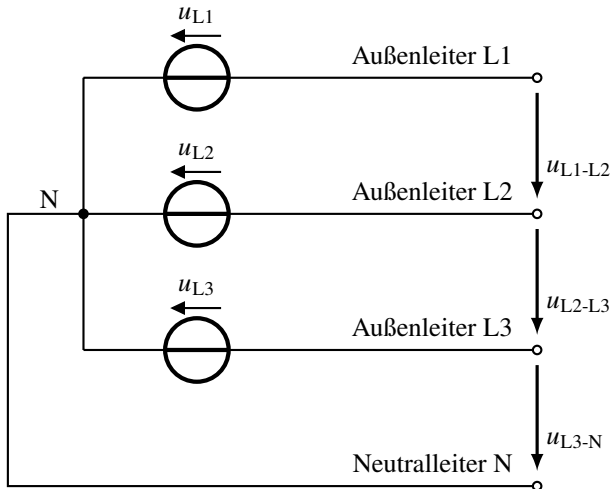


Abbildung 6.3: Darstellung des einspeisenden Drehstromnetzes für das Antriebssystem mit dem Dreiphasen-Vierleitersystem mit drei Außenleitern L1, L2, L3 und einem Neutralleiter N (3/N ~ 400/230 V 50 Hz).

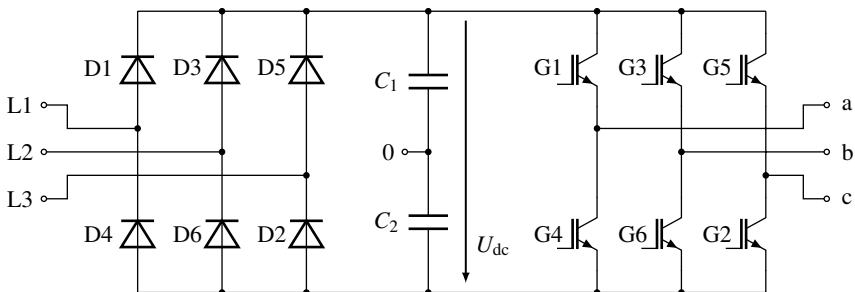


Abbildung 6.4: Vereinfachtes Ersatzmodell zur Simulation des Frequenzumrichters mit dreiphasigem Diodengleichrichter B6U, den Zwischenkreiskondensatoren C_1 und C_2 sowie dem dreiphasigen Wechselrichter bestehend aus IGBTs. Die anti-parallelen Freilaufdioden der IGBTs sind in dieser Darstellung nicht eingezeichnet. Sie werden jedoch bei einer induktiven Last zwingend benötigt.

6.2 Modell 1 zur Simulation von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen

Zur Simulation von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen wird das Ersatzmodell *Modell 1* nach Abbildung 6.5 in *Matlab/Simulink* modelliert. Die für die Simulation verwendeten Parameter stehen in Tabelle 6.1 und beziehen sich auf das Antriebssystem mit einem 1,5 kW-Asynchronmotor des Prüfstands 2 aus [2]. Als Eingangsgröße wird die Gleichtaktspannung als Rampe von Null auf halbe Zwischenkreisspannung $U_{dc}/2 = 280 \text{ V}$ mit einer Anstiegszeit von $t_r = 200 \text{ ns}$ vorgegeben [34]. Um einen definierten Strompfad über nur ein Wälzlager einzustellen wird in Anlehnung an die Konfiguration der Lagerstrom-Dauerversuche bei Rotorerdung [2] das Wälzlager auf der Nichtantriebsseite gegenüber dem Lagerschild elektrisch isoliert. Die Modifizierung zur Messung der Lagerströme im Asynchronmotor wird im Ersatzschaltbild durch die Komponenten der Messschleife berücksichtigt.

Die Simulationsergebnisse von vier verschiedenen Konfigurationen des Ersatzschaltbilds 6.5 sind in den Abbildungen 6.6 für die Lagerspannung, den Lagerstrom sowie den Gleichtaktstrom und in 6.7 für den Stator-Erd- sowie den Rotor-Erd-Strom mit jeweils 1200 Datenpunkten dargestellt. Die Simulationen sind mit einer festen Abtastzeit von $1 \cdot 10^{-12} \text{ s}$, dem in *Matlab/Simulink* vorhandenen Lösungsverfahren *Tustin/Backward Euler (TBE)* und mit einer Simulationszeit von 1, 2 μs durchgeführt.

Tabelle 6.1: Verwendete Parameter zum Simulationsmodell aus Abbildung 6.5.

| | | | | | | |
|------------------|------------------|-----------------|-----------------|--------------|---------------|-------------------|
| C_{sw-f} | R_g | C_{sw-r} | C_{r-f} | $C_{iso,DE}$ | $C_{iso,NDE}$ | L_{PE} |
| 3 nF | 5 Ω | 30 pF | 607 pF | 2 nF | 2 nF | 0,6 μH |
| $C_{b,DE}$ | $C_{b,NDE}$ | $R_{b,DE}$ | $R_{b,NDE}$ | $R_{b,EDM}$ | $R_{m,DE}$ | $L_{m,DE}$ |
| 60 pF | 60 pF | 2,86 T Ω | 2,86 T Ω | 10 Ω | 6 m Ω | 55 nH |
| R_{PE} | R_{rg} | L_{rg} | | | | |
| 19,95 m Ω | 19,95 m Ω | 1 μH | | | | |

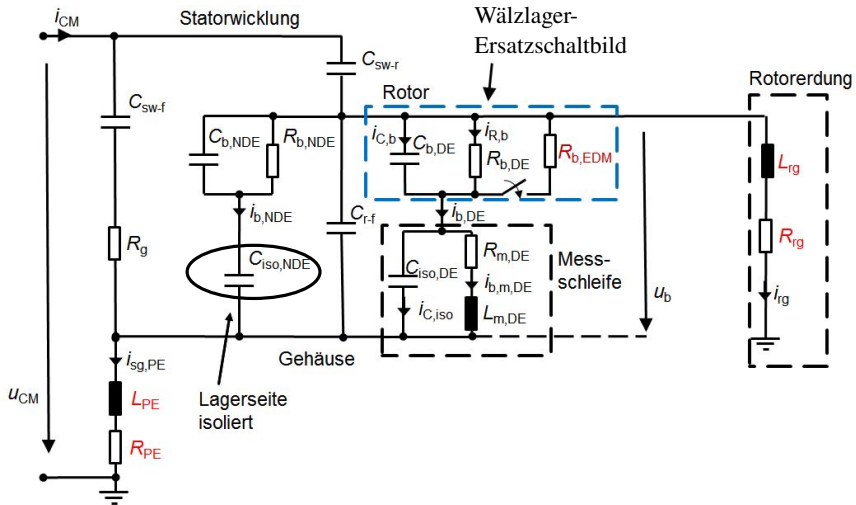


Abbildung 6.5: Ersatzmodell *Modell 1* zur Simulation von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen für einen Spannungsanstieg der Gleichtaktspannung u_{CM} von Null auf halbe Zwischenkreisspannung.

Simulationsergebnisse, Abbildungen 6.6 und 6.7: Bei nicht vorhandener Rotorerdung (Konfiguration 1) und kurzgeschlossener Messschleife (durchgezogene Linie) tritt ein EDM-Lagerstrom bei $t = 0, 17 \mu\text{s}$ auf. Die Lagerspannung u_b steigt zuvor bis zur eingestellten Schalterhandlung auf 10 V an und bricht anschließend zu Null zusammen. Der Lagerstrom nimmt sprunghaft einen Wert von 1 A an und klingt exponentiell zu Null aus. Der Gleichtaktstrom und der Stator-Erd-Strom sind identisch und schwingen mit einer Frequenz von ca. 4,5 MHz als gedämpfte Wechselgröße zu Null aus. Die höchste Amplitude des Gleichtaktstroms ist 6,7 A bei $t = 0, 14 \mu\text{s}$.

Mit Berücksichtigung der Messschleife (gepunktete Linie) ändert sich das Ausklingverhalten der Lagerspannung und des Lagerstroms, sie schwingen als gedämpfte Wechselgrößen mit einer zweiten überlagerten höheren Frequenz von ca. 12,8 MHz zu Null aus.

Konfiguration 2 zeigt das Lagerstromverhalten bei vorhandener Rotorerdung und kurzgeschlossener Messschleife (durchgezogene Linie). Nach der Schalthandlung bei $t = 34 \text{ ns}$ haben die Lagerspannung und der Lagerstrom nahezu keinen Phasenversatz und zeigen *Ohm'sches* Verhalten. Der Lagerstrom erreicht eine maximale Amplitude von $-1,62 \text{ A}$ und schwingt gedämpft zu Null aus. Die Summe aus Rotor-Erd-Strom i_{rg} und Stator-Erd-Strom i_{sg} ist der Gleichtaktstrom i_{CM} . Ebenfalls sind gepunktet die Simulationsergebnisse bei Berücksichtigung der Messschleife eingezeichnet. Es zeigt sich ein vernachlässigbarer Einfluss der Messschleife auf die simulierte Lagerspannung und die simulierten Ströme.

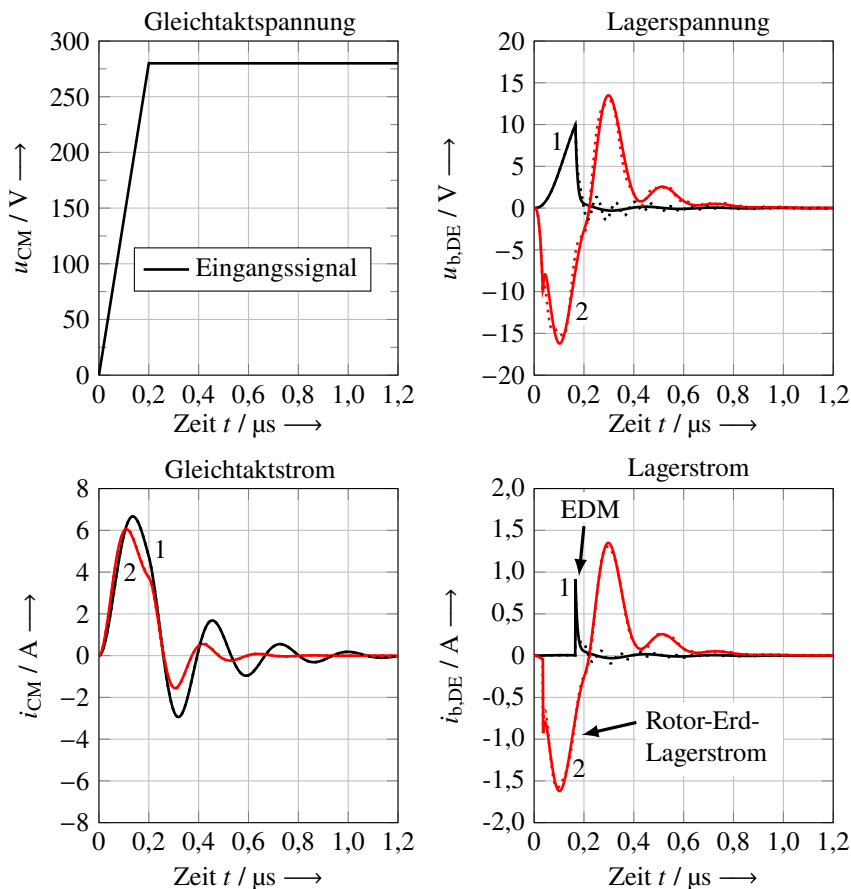


Abbildung 6.6: Simulierte EDM- und Rotor-Erd-Lagerströme für einen Spannungsanstieg der Gleichtaktspannung u_{CM} von Null auf halbe Zwischenkreisspannung innerhalb von 200 ns. Modell aus Abbildung 6.5. Simulationsprogramm *Matlab/Simulink*.

1: Rotor nicht geerdet, 2: Rotor geerdet, Linie: Ohne Messschleife, Gepunktet: Mit Messschleife.

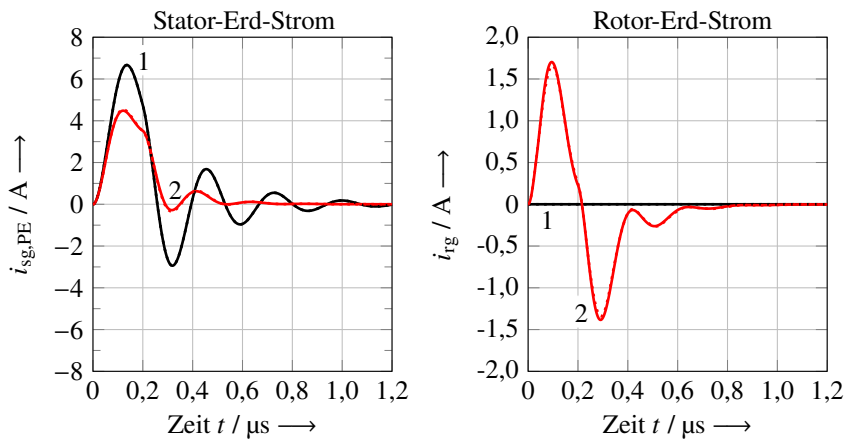


Abbildung 6.7: Simulierte Stator-Erd- und Rotor-Erd-Ströme für einen Spannungsanstieg der Gleichtaktspannung u_{CM} von Null auf halbe Zwischenkreisspannung innerhalb von 200 ns. Modell aus Abbildung 6.5. Simulationsprogramm Matlab/Simulink.

Der Einfluss der Messschleife hat keine Auswirkung auf die simulierten Stator-Erd- und Rotor-Erd-Ströme.

1: Rotor nicht geerdet, 2: Rotor geerdet, Linie: Ohne Messschleife, Gepunktet: Mit Messschleife.

6.3 Erweiterung des Simulationsmodells

Das Ersatzmodell aus Abbildung 6.5 ist ausreichend, um das grundsätzliche Lagerstromverhalten abzubilden. Damit die simulierten Lagerspannungen und Lagerströme quantitativ mit den gemessenen Größen am Prüfstand übereinstimmen, ist ein Ersatzmodell des gesamten Antriebsstrangs notwendig. Die Arbeit [T7] zeigt ein erweitertes Ersatzmodell ausschließlich für Rotor-Erd-Lagerströme, welches mit dem Prüfstand 2 aus [2] verifiziert worden ist. Hierbei sind im Modell des Erdungssystems zwei Korrekturfaktoren eingefügt worden, um einen nahezu identischen Zeitverlauf der simulierten Rotor-Erd-Lagerströme mit den gemessenen Lagerströmen am Prüfstand zu erhalten. Dieses erweiterte Simulationsmodell (*Modell 2*) wird hier vorgestellt und anschließend werden die beiden Korrekturfaktoren diskutiert.

Für das erweiterte Simulationsmodell *Modell 2* wird die Transformatoreinspeisung nach Abbildung 6.3 verwendet. Das vereinfachte Ersatzmodell zur Simulation des Frequenzumrichters nach Abbildung 6.4 ist in [T7] mit idealen Schaltern anstatt mit IGBTs im Simulationsmodell aufgebaut. Für das Motorzuleitungskabel wird das Ersatzschaltbild nach Abbildung 6.8 verwendet. Wie in der Abbildung 6.2 dargestellt, ist der PE-Anschluss des Motorzuleitungskabels ausschließlich am Frequenzumrichter aufgelegt und offen auf der Motorseite. Dies entspricht dem Aufbau am Prüfstand. Die Anschlüsse a, b, c sind mit dem Ersatzmodell des Umrichters aus Abbildung 6.4 verbunden. Die Anschlüsse u, v, w auf der Motorseite sind mit den gleichnamigen Klemmenbezeichnungen aus Abbildung 6.9 verbunden.

Der Motor ist mit dem in Abbildung 6.9 und 6.10 dargestellten erweiterten Ersatzmodell nach [16] modelliert. Dieses Modell ist von Prof. Boglietti in [42] vorgestellt worden und bis Frequenzen von 1 MHz validiert [43]. Die zur Simulation in [T7] verwendeten Parameter für das erweiterte Ersatzmodell aus den Abbildungen 6.9 und 6.10 sind in Tabelle 6.2 angegeben.

Diskussion der Korrekturfaktoren R_x und L_x : In [T7] sind die beiden Korrekturfaktoren $R_x = 50 \Omega$ und $L_x = 10 \mu\text{F}$ als Reihenschaltung zwischen dem Potentialausgleich Maschinenbett aus Abbildung 6.2 und dem Neutralleiter N aus Abbildung 6.3 eingeführt, um einen nahezu identischen Zeitverlauf der simulierten Rotor-Erd-Lagerströme mit den gemessenen Lagerströmen am Prüfstand zu erreichen. Diese Korrekturfaktoren sind auf zwei wesentliche Vereinfachungen im erweiterten Simulationsmodell zurückzuführen:

- 1) Das physikalische Schaltverhalten der IGBTs des Frequenzumrichters, der im Prüfstand verwendet wurde, ist durch ideale Schalter im Simulationsmodell ungenügend abgebildet. Der lastabhängige Spannungsanstieg an den Umrichter-ausgangsklemmen hat einen direkten Einfluss auf die Größe des Erdstroms.
- 2) Im Simulationsmodell besteht nur ein einziger Rückpfad für den Gleichtaktstrom über das speisende Drehstromnetz. Ein weiterer Pfad des Gleichtaktstroms zum Gleichspannungszwischenkreis im Antriebssystem ist über die im Frequenzumrichter nicht bekannten internen Verschaltungen von Symmetriekondensatoren und EMV-Filter vorhanden.

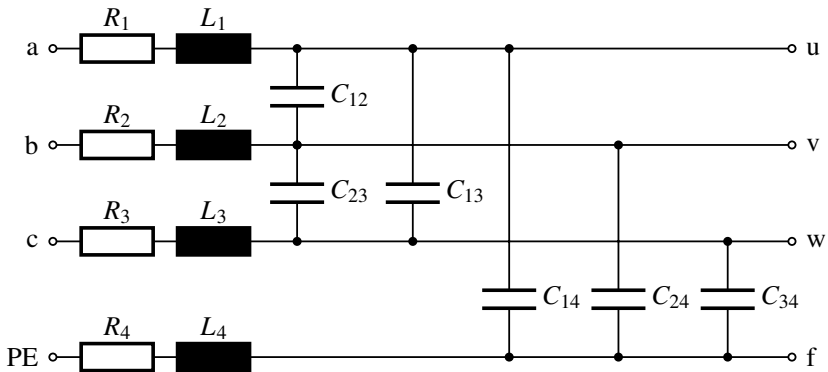


Abbildung 6.8: Für die Simulation verwendetes Ersatzschaltbild des vieradrigen Motorzuleitungskabels vom Y-JZ mit einer Kabellänge von 2,5 m und einem Kabelquerschnitt von 2,5 mm². Anschlüsse am Umrichter mit der Bezeichnung a, b, c sowie Anschlüsse am Motor u, v, w, f. $R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = 50 \text{ m}\Omega$, $L_1 = L_2 = L_3 = L_4 = 1 \mu\text{H}$, $C_{12} = C_{23} = C_{13} = C_{14} = C_{24} = C_{34} = 312,5 \text{ pF}$.

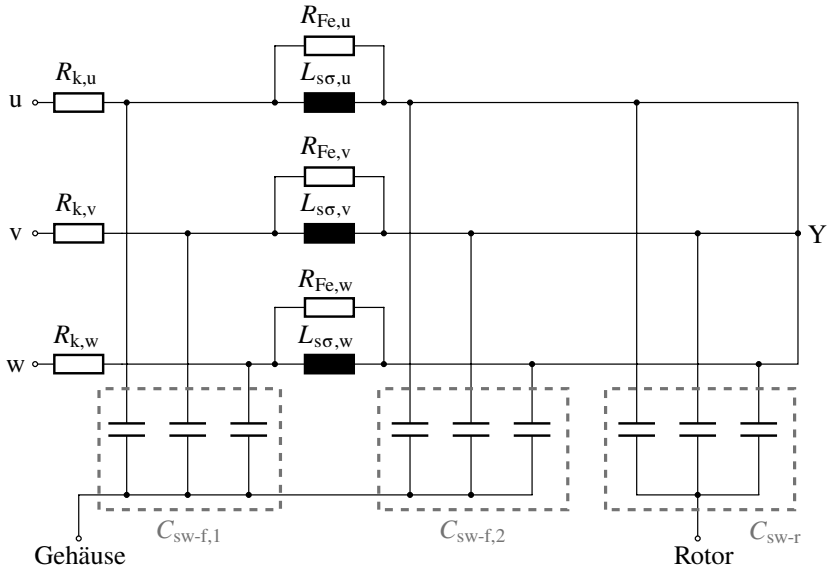


Abbildung 6.9: Oberer Teil des erweiterten Simulationsmodells des Motors nach [44] mit den Leitungswiderständen R_k , den Widerständen R_{Fe} zur Berücksichtigung der Ummagnetisierungsverluste im Blechpaket, den Statorstreuinduktivitäten $L_{s\sigma}$, den Statorwicklung-zu-Gehäuse-Kapazitäten $C_{sw-f,1}$ und $C_{sw-f,2}$ sowie den Statorwicklung-zu-Rotor-Kapazitäten C_{sw-r} .

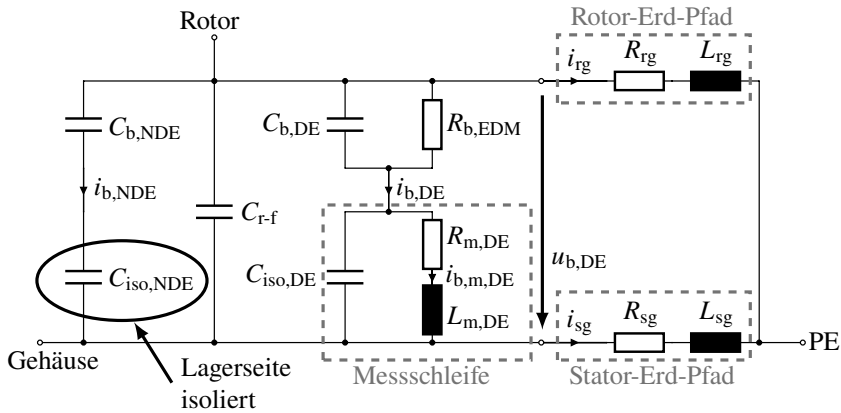


Abbildung 6.10: Unterer Teil des erweiterten Simulationsmodells des Motors mit dem Rotor-Erd- und dem Stator-Erd-Pfad.

Tabelle 6.2: In [T7] verwendete Parameter zum erweiterten Simulationsmodell aus den Abbildungen 6.9 und 6.10. Die angegebenen Parameter für den Strang u gelten ebenfalls für Strang v und w.

| | | | | | |
|--------------|---------------|-------------------|-------------------|-------------------|-----------------|
| $R_{k,u}$ | $R_{Fe,u}$ | $L_{s\sigma,u}$ | $C_{sw-f,1}$ | $C_{sw-f,2}$ | C_{sw-r} |
| $1\ \Omega$ | $10\ k\Omega$ | $9,3\ mH$ | $3 \cdot 150\ pF$ | $3 \cdot 900\ pF$ | $3 \cdot 1\ pF$ |
| $C_{b,DE}$ | $C_{b,NDE}$ | C_{r-f} | $C_{iso,NDE}$ | $C_{iso,DE}$ | $R_{b,DE}$ |
| $170\ pF$ | $170\ pF$ | $607,7\ pF$ | $3\ nF$ | $5\ nF$ | $200\ m\Omega$ |
| $R_{m,DE}$ | $L_{m,DE}$ | R_{rg} | L_{rg} | R_{sg} | L_{sg} |
| $6\ m\Omega$ | $55\ nH$ | $137,66\ m\Omega$ | $970\ nH$ | $519\ m\Omega$ | $3,52\ \mu H$ |

Quantitative Simulationen von EDM- und Rotor-Erd-Lagerströmen sind mit dem Ersatzmodell *Modell 1* und dem Schaltermodell des Wälzlagers möglich. Für eine qualitative Simulation der Lagerströme im Antriebssystem ist ein erweitertes Simulationsmodell (*Modell 2*) notwendig, welches von der Nachbildung des physikalischen Schaltverhaltens des Frequenzumrichters und der im Antriebssystem vorhandenen Rückpfade des Gleichtaktsstroms abhängig ist.

Kapitel 7

Eigenschaften von Wälzlagerschmierfetten - Auswirkungen auf die Wälzlagerimpedanz

Das Wälzlager-Schmierfett hat einen großen Einfluss auf die elektrischen Eigenschaften des Wälzlagers [E8], [17], [45]. Für die Firma *SKF* hat Piet M. Lugt eine ausführliche Arbeit über die physikalischen und chemischen Eigenschaften der Schmierung von Wälzlagern veröffentlicht [46]. Die mechanische Berechnung von Wälzlagern ist in [24] und [26] beschrieben. Die elektrischen Eigenschaften von Schmierfetten Durchschlagfeldstärke, Dielektrizitätszahl und spezifischer elektrischer Widerstand haben einen wesentlichen Einfluss auf das Lagerstromverhalten in umrichtergespeisten elektrischen Maschinen. Diese Zusammenhänge sind in zwei Forschungsprojekten untersucht und veröffentlicht [E8], [17].

7.1 Aufbau von Wälzlagerschmierfetten und ihre Eigenschaften

Schmierfette für Wälzlager bestehen hauptsächlich aus Grundöl (Massenanteil 70 ... 97 %), einem Verdicker (Massenanteil 3 ... 30 %) und Additiven (Massenanteil 1 ... 30 %) [47], [46], [48]. Den Verdicker kann man sich als Schwammstruktur vorstellen, in dem das Grundöl aufgenommen ist und beim Überwalzen durch die Wälzkörper abgegeben wird. Die faserförmigen Verdickermoleküle sind hierbei zwischen 1 und 100 µm lang und besitzen ein Längen-zu-Durchmesserverhältnis von 10 bis 100 [49]. Typische Schmierfette für Wälzlager von Elektromotoren bestehen z. B. aus Mineralöl oder synthetischen Kohlenwasserstoffen mit einem Lithiumverdicker oder aus Esteröl mit dem Verdicker Polyharnstoff. Die während meiner Tätigkeit am Institut für Elektrische Energiewandlung der Technischen Universität Darmstadt untersuchten Wälzlagerschmierfette sind die Schmierfette mit der Bezeichnung G1 bis G5 [2] sowie die Testmuster G6 bis G9 des Herstellers *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* und F1 bis F9 [E8].

Die wesentlichen Kenndaten dieser Schmierfette sind im Anhang D zusammengefasst. Diese Auswahl an Schmierfetten beinhaltet sowohl handelsübliche Wälzlager- als auch Prototypen-Schmierfette, die sich wesentlich im elektrischen spezifischen Widerstand unterscheiden, ihre Dielektrizitätszahlen liegen im Bereich von 3 bis 7. Hans Tischmacher hat durch Messungen an weiteren Wälzlagerschmierfetten für Elektromotoren die Dielektrizitätszahlen im Bereich 3 ... 4 gemessen [14].

Die spezifischen elektrischen Widerstände liegen dagegen in weiten Bereichen von 10^5 bis $10^8 \Omega \cdot \text{cm}$ für gering leitfähige und von 10^9 bis $10^{14} \Omega \cdot \text{cm}$ für gut isolierende Schmierfette.

Erstrebenswert sind Schmierfette mit noch besseren Leitfähigkeiten, um den Aufbau des Spannungspotentials über dem Lager möglichst gering zu halten. Schmierfette mit der Leitfähigkeit von Metallen haben Partikelzusätze, z. B. Graphit oder Kupfer in Pulverform, jedoch ist bekannt, dass sich ihre Leitfähigkeit im Laufe der Betriebszeit verschlechtert. Seit langem bekannt sind auch ihre mechanischen Nachteile, der erhöhte abrasive Verschleiß des Lagers und die Notwendigkeit des

Nachschmierens. - Es liegt nahe, dass die Verringerung der Leitfähigkeit sich durch das Herausdrücken der Partikel aus dem Schmierspalt ergibt.

7.2 Schmierfilmdicke bei Teil- und Vollschnierung

Die elektrischen Eigenschaften des Wälzlagers sind maßgeblich von der Schmierfilmdicke abhängig und reichen von niederohmigem metallischem Kontakt im Stillstand des Lagers bis zur elektrischen Isolation und Ausbildung einer Wälzlagerkapazität bei hohen Drehzahlen und Vollschnierung. Die Wälzlagerkapazität bildet sich bei vollständiger Trennung der Wälzkörper von den Lagerlaufbahnen durch ein elektrisch isolierendes Schmierfett aus. Mit zunehmender elektrischer Leitfähigkeit des Schmierfetts ist der zur Wälzlagerkapazität parallel angeordnete Schmierfilmwiderstand nicht mehr vernachlässigbar. Auf das Ersatzschaltbild dieses Parallelmodells der Wälzlagerimpedanz wird in Abschnitt 7.3 näher eingegangen.

Die bei der elasto-hydrodynamischen Schmierung verwendete zentrale Schmierfilmdicke h_0 und die minimale h_{\min} sind von vielen Einflussgrößen abhängig. Diese Einflussgrößen sind die Wälzlagerkräfte, die Geometrie der Wälzkörperlaufbahnen, die temperaturabhängige Viskosität des Schmierfetts sowie die Drehzahl des Wälzlagers. Die auf den effektiven Krümmungsradius bezogenen Schmierfilmdicken können mit den empirischen Formeln 7.1 und 7.2 von *Hamrock* und *Dowson* berechnet werden [50]. In ihnen treten nur die dimensionslosen Parameter der Geschwindigkeitsfaktor U_{speed} , der Materialfaktor G , der Belastungsfaktor w und das Halbachsenverhältnis κ der elliptischen *Hertz'schen* Druckfläche auf. Mit den Formeln 7.3 und 7.4 und unter Berücksichtigung des effektiven Krümmungsradius R_x in Rollrichtung der Wälzkörper werden die absoluten Schmierfilmdicken nach Abbildung 7.1 berechnet.

Die Abbildung 7.1 zeigt die mit den Formeln 7.1 und 7.2 sowie mit den Formeln 7.3 und 7.4 berechneten zentralen Schmierfilmdicken h_0 sowie die minimalen h_{\min} für den am meisten belasteten Wälzkörper am Innenring (IR) und Außenring (AR) beim Lagertyp 6205 C3 im Drehzahlbereich von 0 bis 3000 min⁻¹. Bei der Berechnung der Schmierfilmdicken werden die in der Tabelle 7.1 genann-

Tabelle 7.1: Verwendete Zahlenwerte der dimensionslosen Parameter und der effektiven Radien in Rollrichtung der Wälzkörper zur Berechnung der Schmierfilmdicken nach Abbildung 7.1. U_{speed} ist als einzige der genannten Größen drehzahlabhängig, der angegebene Wert bezieht sich auf die Drehzahl 1500 min^{-1} .

| Symbol | Innenring | Außenring |
|------------------------|------------------------------------------------------|------------------------------------------------------|
| U_{speed} | $0,4822 \cdot 10^{-10}$ | $0,6826 \cdot 10^{-10}$ |
| G | 3952 | |
| w | $1,6271 \cdot 10^{-5}$ | $1,4025 \cdot 10^{-5}$ |
| $\kappa = \frac{a}{b}$ | $\frac{440,8 \mu\text{m}}{47,2 \mu\text{m}} = 9,339$ | $\frac{363,2 \mu\text{m}}{63,4 \mu\text{m}} = 5,729$ |
| R_x | 3,1689 mm | 3,4131 mm |

ten Parameter mit den angegebenen Werten berücksichtigt. Die in [2] verwendete thermische Korrektur nach *Murch* und *Wilson* aus [51] hat in diesem Betriebspunkt keine Auswirkungen auf die Schmierfilmdicke.

Die Drehzahlgrenzen zwischen Teilschmierung und Vollschrnierung sind über die spezifischen Schmierfilmdicken Λ_G mit der Formel 7.5 nach [52] berechnet. Hierbei ist der Parameter R_q der quadratische Mittelwert der Oberflächenrauheit (Profilordinate) der kontaktierenden Oberflächen nach [53]. Die für die Berechnung verwendeten quadratischen Mittelwerte der Oberflächenrauheit eines neuen Wälzlagers stehen in Tabelle 7.3. Teilschmierung liegt bei einer spezifischen Schmierfilmdicke Λ_G im Bereich zwischen 0,25 und 5 vor und eine vollständige Trennung zwischen Wälzkörper und Laufbahn wird ab $\Lambda_G > 5$ erreicht [2], [54]. Diese Drehzahlgrenzen sind für die größere Schmierfilmdicke, die am Außenring vorhanden ist, in der Abbildung 7.1 eingezeichnet.

$$H_0 = 2,69 \cdot U_{\text{speed}}^{0,67} \cdot G^{0,53} \cdot w^{-0,067} \cdot (1 - 0,61 \cdot e^{-0,73 \cdot \kappa}) \quad (7.1)$$

$$H_{\min} = 3,63 \cdot U_{\text{speed}}^{0,68} \cdot G^{0,49} \cdot w^{-0,073} \cdot (1 - 0,68 \cdot e^{-0,73 \cdot \kappa}) \quad (7.2)$$

$$h_0 = R_x \cdot H_0 \quad (7.3)$$

$$h_{\min} = R_x \cdot H_{\min} \quad (7.4)$$

$$\Lambda_G = \frac{h_0}{\sqrt{R_{q,1}^2 + R_{q,2}^2}} \quad (7.5)$$

Das Verhältnis von Schmierfilmdicke zur Oberflächenrauheit wird nach [55] mit Formel 7.6 über die minimale Schmierfilmdicke h_{\min} ausgedrückt. Hierbei liegt Grenzreibung bei $\Lambda_S < 1$ vor. Der Mischreibungsbereich ist von $\Lambda_S = 1$ bis $\Lambda_S < 3$ definiert und Flüssigkeitsreibung tritt bei $\Lambda_S \geq 3$ auf.

$$\Lambda_S = \frac{h_{\min}}{\sqrt{R_{q,1}^2 + R_{q,2}^2}} \quad (7.6)$$

Die Unterteilung der Reibungszustände und der Schmierzustände erfolgt nach Tabelle 7.2 [55].

Tabelle 7.2: Unterteilung von Reibungs- und Schmierzuständen nach [55]

| Reibungszustände | Schmierzustände |
|---------------------|------------------|
| Festkörperreibung | Keine Schmierung |
| Grenzreibung | Grenzschnierung |
| Mischreibung | Teilschnierung |
| Flüssigkeitsreibung | Vollschnierung |

Tabelle 7.3: Rauheitswerte R_q eines neuen Wälzlagers nach [N6]. IR: Innenring, AR: Außenring, WK: Wälzkörper

| | |
|------------|--------------------|
| $R_{q,IR}$ | 0,04 μm |
| $R_{q,AR}$ | 0,03 μm |
| $R_{q,WK}$ | 0,02 μm |

Der Übergang von Teilschnierung in Vollschnierung hat einen wesentlichen Einfluss auf die Lagerstromart [17]. Im Bereich der Grenz- und Teilschnierung können Zirkular-Lagerströme auftreten, deren Lagerstromamplituden sich mit zu-

nehmender Lagerdrehzahl verringern. Bei Vollschnierung kann sich eine Lager-
spannung aufbauen, die bei Überschreitung der kritischen Durchschlagfeldstärke
im Lager $E_D = U_b/h_{\min}$ zu EDM-Lagerströmen führt.

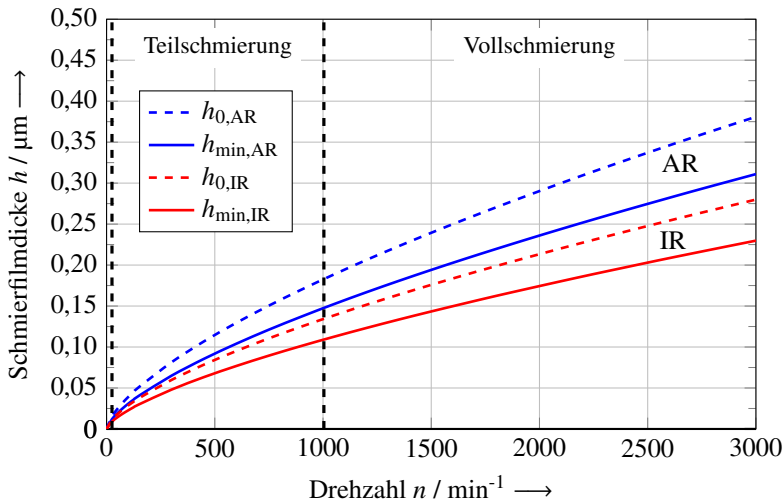


Abbildung 7.1: Berechnete zentrale Schmierfilmdicken h_0 sowie minimale h_{\min} am Innen- (IR) und Außenring (AR) des Lagertyps 6205 C3 mit dem Schmierfett G1 im Drehzahlbereich von 0 bis 3000 min^{-1} . Schmierfett-Temperatur $\vartheta_b = 60^\circ\text{C}$, radiale Lagerkraft $F_r = 63 \text{ N}$ und axiale $F_a = 50 \text{ N}$ [2].

Eingezeichnet sind die mit der spezifischen Schmierfilmdicke Λ_G berechneten Drehzahl-
grenzen für den Teilschnierungsbereich ($0,25 < \Lambda_G < 5$) und den Vollschnierungsbereich
($\Lambda_G > 5$). Grenzschnierung findet unterhalb von $\Lambda_G < 0,25$ statt [52].

7.3 Spezifischer elektrischer Widerstand

Der spezifische elektrische Widerstand und die Dielektrizitätszahl des Schmierfettes sind zwei wichtige elektrische Parameter zur Charakterisierung der Schmierstoffeigenschaften von Wälzlagerschmierfetten für elektrische Maschinen [E8]. Sind die Schmierfette elektrisch ausreichend leitfähig, begrenzen sie die Zunahme der Spannung über dem Wälzlager und es kommt nicht mehr zu Entladungsströmen im Wälzlager [45]. Mit partikelbasierten Schmierfetten oder solchen auf der Basis von ionischen Flüssigkeiten kann die Leitfähigkeit vergrößert werden. Dies findet im Ersatzmodell des Wälzlagers nach Abbildung 7.4 mit einem zur Wälzlagerkapazität C_b parallelen Widerstand R_b Berücksichtigung. Die Berechnung der Lagerimpedanz erfolgt mit dem vollständigen Wälzlager-Ersatzmodell nach Abbildung 7.3. Die Reihen- und Parallelschaltungen der einzelnen Wälzkörperkontakte an den Laufbahnen des Innen- und Außenrings werden hierbei zusammengefasst.

Die Lagerwiderstände des Ersatzmodells sind für das Wälzlager 6205 C3 bei einer Drehzahl von 1500 min^{-1} mit den Eigenschaften der Wälzlagerschmierfette F1 bis F9 gemäß Abbildung 7.2 berechnet. Für die Berechnung sind die Lagertemperatur $\vartheta_b = 60^\circ\text{C}$, eine radiale Lagerkraft von $F_r = 63 \text{ N}$ und eine axiale von $F_a = 50 \text{ N}$ angenommen.

Die Wälzlagerimpedanz \underline{Z}_b (7.7) setzt sich aus dem Realteil $\text{Re}\{\underline{Z}_b\}$ und dem Imaginärteil $\text{Im}\{\underline{Z}_b\}$ zusammen und wird gemäß der Formeln 7.8 und 7.9 berechnet.

$$\underline{Z}_b = \text{Re}\{\underline{Z}_b\} + j \cdot \text{Im}\{\underline{Z}_b\} \quad (7.7)$$

$$\text{Re}\{\underline{Z}_b\} = \frac{\frac{1}{R_b}}{\left(\frac{1}{R_b}\right)^2 + (\omega \cdot C_b)^2} \quad (7.8)$$

$$\text{Im}\{\underline{Z}_b\} = \frac{-\omega \cdot C_b}{\left(\frac{1}{R_b}\right)^2 + (\omega \cdot C_b)^2} \quad (7.9)$$

Mit der Zeitkonstanten $\tau_b = R_b \cdot C_b$ folgt (7.10) und (7.11).

$$\operatorname{Re}\{\underline{Z}_b\} = R_b \cdot \frac{1}{1 + (\omega \cdot \tau_b)^2} \quad (7.10)$$

$$\operatorname{Im}\{\underline{Z}_b\} = -R_b \cdot \frac{(\omega \cdot \tau_b)}{1 + (\omega \cdot \tau_b)^2} \quad (7.11)$$

Mit der Hilfsgröße $k := 2\pi \cdot \frac{\tau_b}{T}$ ergeben sich (7.12) und (7.13).

$$\operatorname{Re}\{\underline{Z}_b\} = \frac{R_b}{1 + k^2} \quad (7.12)$$

$$\operatorname{Im}\{\underline{Z}_b\} = -\frac{R_b \cdot k}{1 + k^2} \quad (7.13)$$

Nach Rückeinsetzen für k folgt:

$$\operatorname{Re}\{\underline{Z}_b\} = R_b \cdot \frac{1}{1 + (2\pi \cdot \frac{\tau_b}{T})^2} \quad (7.14)$$

$$\operatorname{Im}\{\underline{Z}_b\} = -R_b \cdot \frac{(2\pi \cdot \frac{\tau_b}{T})}{1 + (2\pi \cdot \frac{\tau_b}{T})^2} \quad (7.15)$$

Ist die über die elektrischen Eigenschaften des Schmierfetts wählbare Zeitkonstante τ_b gleich der zur Resonanzfrequenz zugehörigen Periodendauer T des Lagerstroms, ergibt sich:

$$\operatorname{Re}\{\underline{Z}_b\} = R_b \cdot \frac{1}{1 + (2\pi)^2} \quad (7.16)$$

$$\operatorname{Im}\{\underline{Z}_b\} = -R_b \cdot \frac{(2\pi)}{1 + (2\pi)^2} \quad (7.17)$$

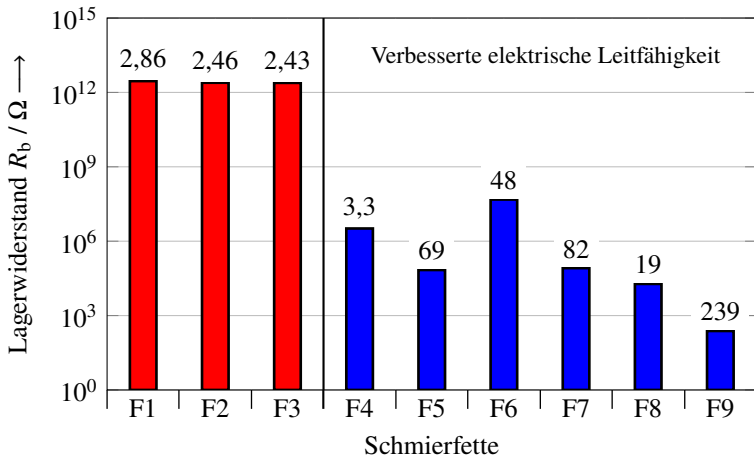


Abbildung 7.2: Analytisch berechnete elektrische Lagerwiderstände beim Wälzlager 6205 C3 mit den Wälzlagerschmierfetten F1 bis F9. Drehzahl 1500 min^{-1} , Lagertemperatur $\vartheta_b = 60^\circ \text{C}$, radiale Lagerkraft $F_r = 63 \text{ N}$ und axiale $F_a = 50 \text{ N}$ [E8].

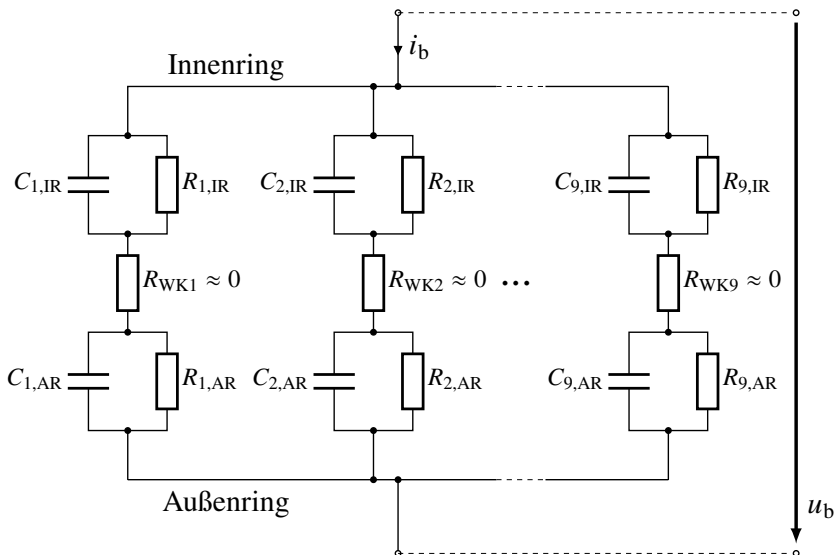


Abbildung 7.3: Elektrisches Ersatzschaltbild des Wälzlagers 6205 C3 mit neun Wälzkörpern $Z_{WK} = 9$ nach [56]. Schmierfilmpkapazität C mit parallelem Schmierfettwiderstand R pro Wälzkörper (WK) und Laufbahnkontakt am Innenring (IR) sowie Außenring (AR). Zeitveränderlicher Lagerstrom i_b und zugehörige Lagerspannung u_b .

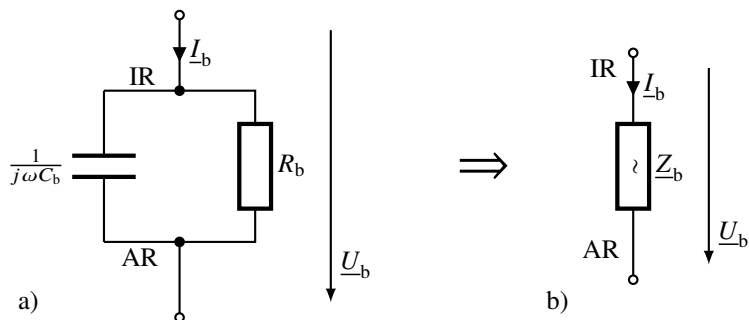


Abbildung 7.4: a) Als Parallelmodell zusammengefasstes elektrisches Ersatzschaltbild eines Wälzlagers mit der Lagerkapazität C_b und dem Lagerwiderstand R_b . Innenring (IR) und Außenring (AR). b) Komplexe Lagerimpedanz bei Vollschrnierung.

Äquivalente elektrische Ersatzanordnung für den Schmierpalt

Es wird ein mit Schmierfett befüllter Plattenkondensator nach Abbildung 7.5 als elektrische Ersatzanordnung für den Schmierpalt zwischen Wälzkörper und Lagerlaufbahn verwendet. Die Plattenfläche A ist äquivalent zur Hertz'schen Druckfläche A_{Hertz} und der Plattenabstand d ist äquivalent zur zentralen Schmierfilmdicke h_0 . Die beiden Plattenflächen sind ideal leitfähig und das Medium Schmierfett zwischen den Platten ist homogen verteilt mit der elektrischen Leitfähigkeit $\kappa(x)$ und der Permittivität $\epsilon(x)$.

Mit dem erweiterten Durchflutungsgesetz in differentieller Form nach Maxwell ergibt sich Gleichung 7.18. Mit Bildung der Divergenz folgt (7.19), die nun auf das eindimensionale Vektorfeld mit den beiden Materialgleichungen aus 7.20 angewendet wird. Es folgt Gleichung 7.21.

$$\text{rot}(\vec{H}) = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (7.18)$$

$$\text{div}(\text{rot}(\vec{H})) = 0 = \text{div}(\vec{J}) + \frac{\partial}{\partial t} \text{div}(\vec{D}) \quad (7.19)$$

$$\vec{D}(x, t) = \epsilon(x) \cdot \vec{E}(x, t) \quad , \quad \vec{J}(x, t) = \kappa(x) \cdot \vec{E}(x, t) \quad (7.20)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial}{\partial x} (\epsilon(x) \cdot E_x(x, t)) \right) + \frac{\partial}{\partial x} (\kappa(x) \cdot E_x(x, t)) = 0 \quad (7.21)$$

Nach Umformung und Einsetzen der Gleichung 7.22 erhalten wir Gleichung 7.23, die die Stromdichte durch den Plattenkondensator in die Verschiebungsstromdichte und in die leitungsgebundene Stromdichte aufteilt.

$$\frac{\partial D_x(x, t)}{\partial t} + J_x(x, t) = \frac{\Theta(t)}{A} = \frac{i(t)}{A} \quad (7.22)$$

$$\boxed{\epsilon(x) \cdot \frac{\partial E_x(x, t)}{\partial t} + \kappa(x) \cdot E_x(x, t) = \frac{i(t)}{A}} \quad (7.23)$$

Für die Spannung $u(t)$ über dem Plattenkondensator gilt Gleichung 7.24.

$$u(t) = \int_0^d E_x(x, t) \cdot dx \quad (7.24)$$

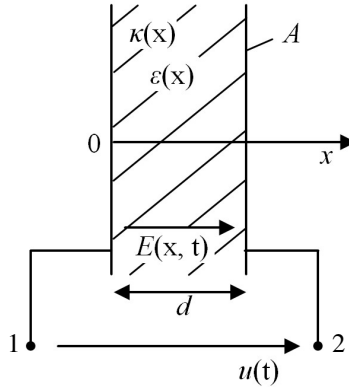


Abbildung 7.5: Modell zur allgemeinen Berechnung der Stromdichte im Schmierfett zwischen zwei Platten. Hierbei wird die Plattenoberfläche A in Näherung als *Hertz'sche* Fläche A_{Hertz} und der Plattenabstand d als zentrale Schmierfilmdicke h_0 betrachtet.

Sprungantwort des Wälzlagermodells

Nachfolgend wird die Spannungssprungantwort des Wälzlagermodells betrachtet. Hierzu wird zur Abbildung 7.5 ein Vorwiderstand R hinzugefügt, wodurch sich Abbildung 7.6 ergibt. Vereinfachend ist das Schmierfett als isotrop und homogen angenommen, so dass sich für die elektrische Leitfähigkeit und die Permittivität jeweils konstante Werte ergeben. Die Spannung $u(t)$ in Abbildung 7.6 wird als Spannungssprung vorgegeben und für $t < 0$ zu Null und für $t \geq 0$ zur Konstantspannung U definiert.

Die Lösung der Differentialgleichung 1. Ordnung (7.25) mit den zuvor genannten Anfangsbedingungen, ergibt sich zu Gleichung 7.26 mit der Zeitkonstante T (7.27).

$$\dot{E} + \frac{d + R \cdot A \cdot \kappa}{R \cdot A \cdot \epsilon} \cdot E = \frac{U}{R \cdot A \cdot \epsilon} \quad (7.25)$$

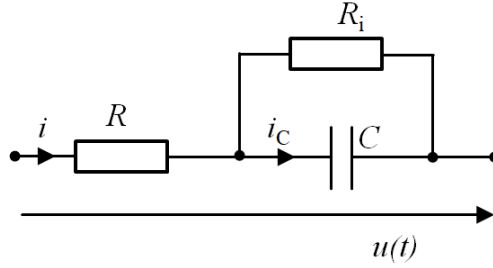


Abbildung 7.6: Elektrisches Ersatzschaltbild mit Vorwiderstand R .

$$E(t) = \frac{U}{d + R \cdot A \cdot \kappa} \cdot (1 - e^{-\frac{t}{T}}) \quad (7.26)$$

$$T = -\frac{1}{\lambda} = \frac{R \cdot A \cdot \epsilon}{d + R \cdot A \cdot \kappa} = \frac{R \cdot C}{1 + \frac{R}{R_i}} = \frac{C}{\frac{1}{R} + \frac{1}{R_i}}, \quad C = \epsilon \cdot \frac{A}{d}, \quad R = \frac{1}{\kappa} \cdot \frac{d}{A} \quad (7.27)$$

Entsprechend ergeben sich die Kondensatorspannung $u_c(t)$ nach Gleichung 7.28 und der Gesamtstrom $i(t)$ nach Gleichung 7.29. Beide Funktionen sind für einen Innenwiderstand $R_i \approx R$ über der Zeit t in Abbildung 7.7 dargestellt.

$$u_c(t) = \frac{U}{1 + \frac{R}{R_i}} \cdot (1 - e^{-\frac{t}{T}}) \quad (7.28)$$

$$i(t) = \frac{U}{R + R_i} \cdot (1 + \frac{R_i}{R} \cdot e^{-\frac{t}{T}}) \quad (7.29)$$

Ist das Wälzlagerschmierfett elektrisch nicht leitfähig, ergibt sich mit $R_i \rightarrow \infty$ der Gesamtstromverlauf nach Abbildung 7.8.

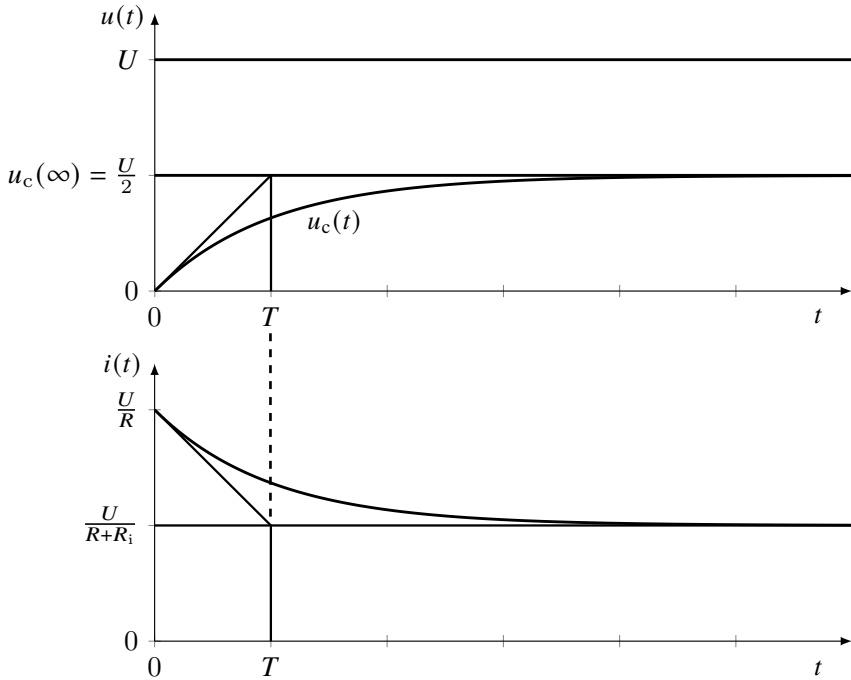


Abbildung 7.7: Berechneter Zeitverlauf der elektrischen Spannungen $u(t)$, $u_c(t)$ und des Gesamtstroms $i(t)$ bei sprungförmiger Spannungsanregung des elektrischen Ersatzmodells aus Abbildung 7.6 für einen Innenwiderstand $R_i \approx R$.

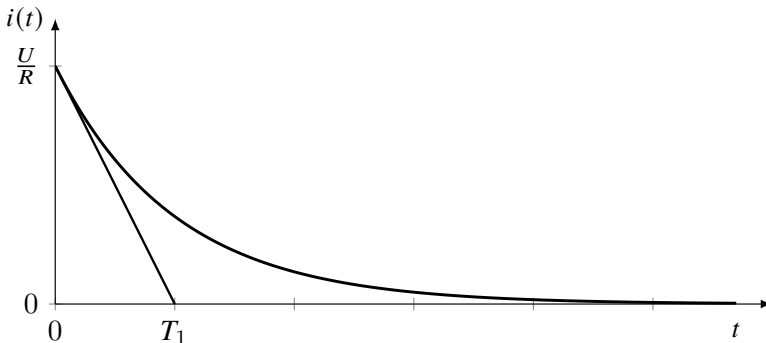


Abbildung 7.8: Berechneter Zeitverlauf des Gesamtstroms $i(t)$ bei sprungförmiger Spannungsanregung des elektrischen Ersatzmodells aus Abbildung 7.6 für $R_i \rightarrow \infty$. Die Zeitkonstante berechnet sich zu $T_1 = R \cdot C$

Kapitel 8

Schlussbetrachtung und Ausblick

8.1 Vergleich der Maschinentypen

In luftgekühlten Standard-Norm-Asynchronmaschinen kleinerer Baugröße treten hauptsächlich EDM-Lagerströme nahezu im gesamten Drehzahlbereich auf. Bei größeren Asynchronmaschinen mit Achshöhen größer 200 mm beginnen Zirkular-Lagerströme im niedrigen Drehzahlbereich zu dominieren. In Kapitel 3 ist gemessen, dass in permanentmagneterregten Synchronmaschinen mit ausreichender Baugröße ebenfalls Zirkular-Lagerströme auftreten. Im Vergleich zu einer luftgekühlten Standard-Norm-Asynchronmaschine gleicher Baugröße [2] sind diese Lagerstromamplituden der Zirkular-Lagerströme bei PMSM jedoch nur ca. 1/3 so groß.

Der Unterschied im Lagerspannungsteilerverhältnis zwischen Käfigläufer-Asynchronmaschinen und permanentmagneterregten Synchronmaschinen ist eine Folge ihrer Motorgeometrie. Im Wickelkopfbereich ist die kapazitive Kopplung zwischen der Statorwicklung und dem Rotor durch den vorhandenen Kurzschlussring bei Käfigläufer-Asynchronmaschinen vergrößert, siehe Abbildung 8.1 a).

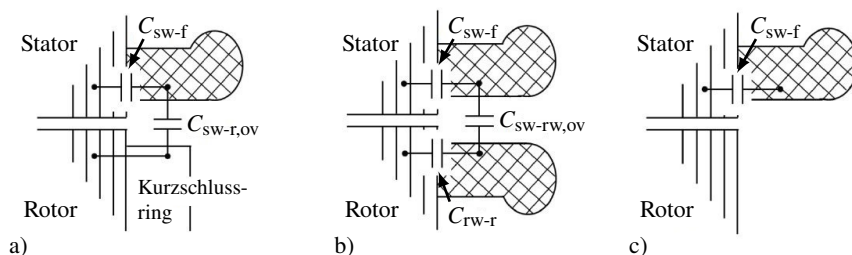


Abbildung 8.1: Einfluss der Wicklungsüberhangsgeometrien im Rotorendbereich auf das BVR und die Lagerspannung u_b : a) Käfigläufer-Asynchronmaschinen mit Kurzschluss-Endring, b) doppelt gespeiste Asynchronmaschinen und c) permanentmagneterregte Synchronmaschinen.

Bei permanentmagneterregten Synchronmaschinen entfällt diese Kopplung im Wickelkopfbereich, siehe Abbildung 8.1 c). Eine weitere Verringerung der kapazitiven Kopplung ergibt sich durch die bei diesen Maschinen größere Luftspaltweite.

Bei doppelt gespeisten Asynchronmaschinen ist eine kapazitive Kopplung zwischen der Statorwicklung und der Rotorwicklung ebenfalls im Wickelkopfbereich vorhanden, siehe Abbildung 8.1 b). Jedoch hat diese Kopplungskapazität bei Umrichterspeisung der Rotorwicklung einen vernachlässigbaren Einfluss auf die ohnehin schon großen Lagerströme.

Das Diagramm der scheinbaren Lagerstromdichte über der Achshöhe aus [15] wurde um die zwei permanentmagneterregten Synchronmaschinen aus Kapitel 3 und um die vier Kleinmotoren aus Kapitel 4 erweitert. Es ist in halblogarithmischer Darstellung in Abbildung 8.2 dargestellt. Dabei ist ein zusätzlicher linker Ast der Ausgleichskurve für die hier untersuchten permanentmagneterregten Kleinmotoren eingezeichnet. Die Ursache für den neuen Ast der Ausgleichskurve gibt die voranstehende Erklärung der unterschiedlichen Motorgeometrie im Wickelkopfbereich.

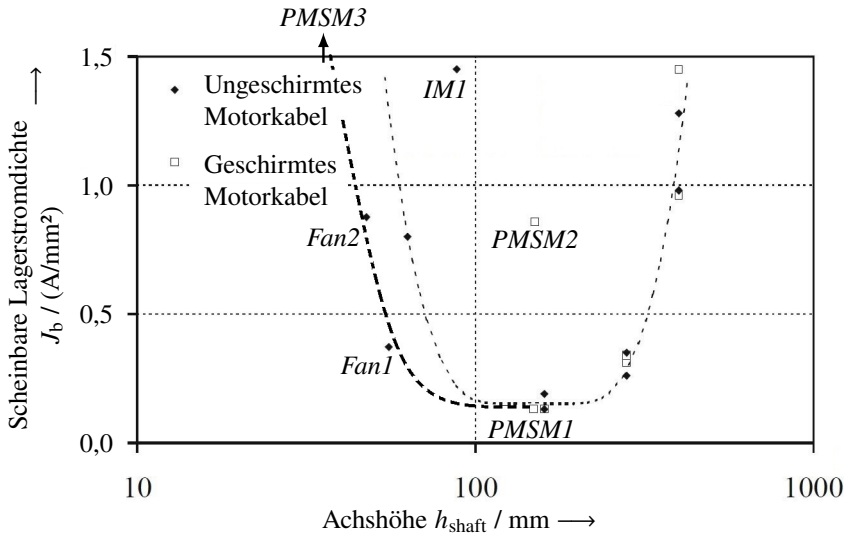


Abbildung 8.2: Scheinbare Lagerstromdichte in Abhängigkeit der Achshöhe aus [15]. Ergänzt sind die in Kapitel 4 untersuchten vier Kleinmotoren sowie die beiden permanentmagneterregten Synchronmaschinen aus Kapitel 3. Der linke Ast der Ausgleichskurve ist für die in dieser Arbeit untersuchten permanentmagneterregten Kleinmotoren gültig.

8.2 SiC-Umrichter: Steile Spannungsflanken

Mit dem Aufkommen neuer SiC-Halbleiterbauelemente als Ventile für Wechselrichter ergeben sich einige Vorteile, wie z. B. geringere Schaltverluste in den Ventilen und damit die Möglichkeit höhere Schaltfrequenzen (z. B. 10 ... 40 kHz) zu verwenden. Die mit dieser Technik einhergehenden steileren Schaltflanken der Umrichter-Ausgangsspannungen bergen jedoch auch Nachteile. So verkürzt sich die kritische Kabellänge, bei der volle Reflexion der Spannungswelle an den Motorklemmen auftritt und somit zu einer höheren Beanspruchung der Wicklungsisolierung der Maschine führen kann. Die elektromagnetische Störabstrahlung nimmt zu, was den Einsatz von Filtern erfordert, um die Grenzen bekannter Richtlinien (z. B. CISPR 14) einzuhalten.

Der Einfluss auf Lagerströme ist derzeit noch nicht abschließend bekannt. Die Vermutung liegt nahe, dass die Ableitströme des Motors sich erhöhen und damit einhergehend die Lagerströme sich vergrößern. Zur Berechnung der Auswirkung von schnell schaltenden Ventilen auf Lagerströme im Elektromotor wird daher ein Modell des gesamten Antriebsstrangs benötigt, welches bei höheren Frequenzen bis ca. 30 MHz gültig ist. Der Antriebsstrang besteht hierbei aus den Teilmodellen Wechselrichter, Motorzuleitungskabel und Motor sowie ggf. aus Umrichterausgangsfiltren und dem an den Motor angeflanschten Getriebe oder Drehzahlgeber. Die bei höherer Frequenz wirksamen größeren Dämpfungswiderstände des Systems wirken den Lagerströmen entgegen.

Daher ist eine Validierung des Simulationsmodells mit einem Prüfstands Aufbau notwendig. Durch Parametervariationen sind hierdurch die Elemente mit dem höchsten Einfluss identifizierbar.

8.3 E-Mobility: Hohe Zwischenkreisspannung

Derzeit gibt es Bestrebungen, den elektrischen Antriebsstrang eines E-Autos auf höhere Zwischenkreisspannungen des Umrichters auszulegen [57]. Die Erhöhung der Zwischenkreisspannung wirkt sich erheblich auf Lagerströme auf. Hier ist zu erwähnen, dass eine Verdopplung der Zwischenkreisspannung eine Ver-

dopplung der Spannung über dem Lager bewirkt. In Betriebspunkten mit hoher Schmierfilmdicke, z. B. kaltes Schmierfett und hoher Lagerdrehzahl, können größere EDM-Lagerströme auftreten.

Über das am Motor angebaute Getriebe besteht ein zweiter Rückpfad für den Gleichtaktstrom. In diesem Rückpfad liegen ebenfalls die Lager. Eine mögliche Abhilfemaßnahme für Rotor-Erd-Lagerströme sind hochpermeable Ringkerne, durch die die Motorzuleitung geführt wird. Diese erhöhen die Gleichtaktimpedanz und verringern den Gleichtaktstrom.

Formelzeichen, Abkürzungen, Indizes

Bezeichnungsregeln für Symbole: Ein Symbol charakterisiert eine eindeutige Menge von Größen, die dieselbe physikalische Bedeutung und dieselbe Einheit haben. Die Zahl 1 wird ebenfalls als Einheit betrachtet und als “-“ angezeigt. Größen innerhalb desselben Symbols unterscheiden sich durch unterschiedliche Indizes. Es gibt Fälle, in denen ein Index nur einem Symbol zugeordnet ist, z. B. der Index “Hertz“ für die *Hertz*’sche Druckfläche A_{Hertz} und “dc“ für die Zwischenkreisspannung U_{dc} . Statt einen neuen Index zu wählen, wird hierbei das Symbol mit dem zugewiesenen Index als neues Symbol aufgefasst. Bei eindeutigen Fällen kann ein Symbol als Index eines anderen Symbols verwendet werden, z. B. B_{δ} als magnetische Flussdichte in Abhängigkeit der Luftspaltweite. Falls dies jedoch die Bedeutung oder Einheit der Größe ändert, ist dies als neues Symbol eingetragen.

Formelzeichen

| Symbol | Einheit | Bedeutung |
|--------------------|--------------|--------------------------------|
| A | m^2 | Fläche, allgemein |
| A_{Hertz} | m^2 | <i>Hertz</i> ’sche Druckfläche |
| a | m | Große Ellipsenhalbachse |
| B | T | Magnetische Flussdichte |
| b | m | Kleine Ellipsenhalbachse |
| d_{bo} | m | Lageraußendurchmesser |

| Symbol | Einheit | Bedeutung |
|---------------|---------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------|
| d_{bi} | m | Lagerinnendurchmesser |
| D | m | Durchmesser |
| D | As/m ² | Elektrische Verschiebungsstromdichte |
| E_D | V/m | Durchschlagfeldstärke |
| f | s ⁻¹ | Frequenz |
| f_{IGBT} | s ⁻¹ | Schaltfrequenz der IGBTs, engl. switching frequency |
| f_p | s ⁻¹ | Pulsfrequenz ($f_p = 2 \cdot f_{IGBT}$), engl. ripple frequency |
| F | N | Kraft |
| G | - | Materialfaktor |
| h_0 | m | Zentrale Schmierfilmdicke nach [50] |
| h_{min} | m | Minimale Schmierfilmdicke nach [50] |
| h_{shaft} | m | Achshöhe, Abstand zwischen Mittellinie der Welle und der Unterseite der Füße (Grundabmessung) |
| H | A · m ⁻¹ | Magnetische Feldstärke |
| H_0 | - | Dimensionslose zentrale Schmierfilmdicke nach [50] |
| H_{min} | - | Dimensionslose min. Schmierfilmdicke nach [50] |
| $i(t)$ | A | Elektrische Stromstärke, Momentanwert |
| I | A | Elektrische Stromstärke, Effektivwert oder Gleichstromwert |
| l | m | Länge |
| L | H | Induktivität |
| $L_{s\sigma}$ | H | Statorstreuinduktivität |
| m | kg | Masse |
| N | - | Anzahl der Windungen pro Spule |
| r | m | Radius |
| R | Ω | Elektrischer Widerstand |
| $R_{b,EDM}$ | Ω | Elektrischer Widerstand des Wälzlagers während einem Entladestrom |
| R_q | m | Quadratischer Mittelwert der Profilabweichungen nach DIN EN ISO 4287 |
| R_x | m | Effektiver Krümmungsradius in Rollrichtung der |

| Symbol | Einheit | Bedeutung |
|----------------------|--------------------------------------|------------------------------------------------------------------------|
| | | Wälzkörper mit $\frac{1}{R_x} = \frac{1}{r_{x,1}} + \frac{1}{r_{x,2}}$ |
| t | s | Zeit |
| T | s | Periodendauer |
| $u(t)$ | V | Elektrische Spannung, Momentanwert |
| u_{sh} | V | Wellenspannung, engl. Shaft-Voltage |
| U | V | Gleichspannung oder Effektivwert einer Wechselspannung |
| U_{dc} | V | Zwischenkreisspannung, engl. DC-link voltage |
| U_{speed} | - | Geschwindigkeitsfaktor |
| w | - | Belastungsfaktor |
| w_{gs} | m ² /m | Geometrischer Skalierungsfaktor |
| x | m | Wert der x -Achse |
| \underline{Z} | Ω | Impedanz, komplexer Widerstand |
| Z_{WK} | - | Anzahl der Wälzkörper |
| δ | m | Luftspaltweite |
| ϵ | A·s·V ⁻¹ ·m ⁻¹ | Permittivität |
| ϵ_0 | A·s·V ⁻¹ ·m ⁻¹ | Permittivitätszahl, Dielektrizitätszahl |
| ϑ | rad | Polradwinkel |
| κ | - | Halbachsenverhältnis der <i>Hertz</i> 'schen Druckellipse |
| κ | S/m | Elektrische Leitfähigkeit |
| Λ_{G} | - | Spezifische Schmierfilmdicke nach [52] |
| Λ_{S} | - | Spezifische Schmierfilmdicke nach [55] |
| μ | V·s·A ⁻¹ ·m ⁻¹ | Permeabilität |
| μ_0 | V·s·A ⁻¹ ·m ⁻¹ | Magnetische Feldkonstante des Vakuums |
| σ | - | Standardabweichung |
| τ | s | Zeitkonstante |
| φ_{s} | rad | Phasenwinkel |
| φ | V | Spannungspotential |
| ψ | V·s | Magnetische Flussverketung |
| ω | rad·s ⁻¹ | Kreisfrequenz |

Indizes

| Index | Bedeutung |
|----------|------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| app | Näherungsweise, engl. approximation |
| av | Mittelwert, engl. average |
| b | Lager, engl. bearing |
| base | Unterer Hauptpegel des Signals. Hat das Signal keine zwei Hauptpegel, ist "base" identisch mit "min" |
| CM | Gleichtakt-, engl. common-mode ... |
| dc | Gleichgröße, engl. direct current |
| DE | Antriebsseite, A-Seite, engl. Drive end |
| f | Gehäuse, engl. frame |
| ft | Wirbelströme, engl. eddy currents (<i>Foucault</i> currents) |
| Fe | Blechpaket, engl. lamination stack or iron |
| g | Erdpotential, Erdung, engl. Ground |
| grid | Netz |
| inv | Umrichter, engl. inverter |
| l | Länge |
| lFe | Axiale Blechpaketlänge |
| max | Größter Wert, engl. maximum value |
| min | Kleinsten Wert, engl. minimum value |
| NDE | Nichtantriebsseite, B-Seite, engl. Non-drive end |
| N | Bemessung, engl. rated |
| ov | Wickelkopf, engl. overhang |
| pk-to-pk | Spitze-zu-Spitze-Wert, engl. peak-to-peak value |
| r | Rotor |
| rw | Rotorwicklung |
| s | Stator |
| slot | Stator-/ Rotornut, Nut im Blechpaket |
| sw | Statorwicklung |
| top | Oberer Hauptpegel des Signals. Hat das Signal keine zwei Hauptpegel, ist "top" identisch mit "max" |

| Index | Bedeutung |
|--------------|--------------------------|
| WK | Wälzkörper |
| Zirk | Zirkular-Lagerstrom |
| δ | Luftspalt, engl. air gap |

Abkürzungsverzeichnis

| <i>Abkürzungen</i> | <i>Beschreibung</i> |
|--------------------|--------------------------------------------------------------------------------------|
| AR | Außenring des Wälzlagers |
| BVR | Verhältnis der Lagerspannung zur Gleichtaktspannung, engl.: Bearing Voltage Ratio |
| DFIM | Doppelt gespeiste Asynchronmaschine, engl.: doubly-fed induction machine |
| HDM | Heidelberger Druckmaschinen AG |
| IGBT | Insulated Gate Bipolar Transistor |
| IR | Innenring des Wälzlagers |
| n. a. | nicht angegeben, z. B. Wert nicht angegeben oder nicht auswertbar |
| NdFeB | Neodym-Eisen-Bohr, Permanentmagnet |
| WK | Wälzkörper |

Literaturverzeichnis

- [1] XIE, P. ; VAKIL, G. ; GERADA, C.: Electric drive systems with long feeder cables. In: *IET Electric Power Applications*, Jahrgang 14, Heft 1 (Vereinigtes Königreich, Januar 2020), S. 16 – 30.
- [2] GEMEINDER, Y.: *Lagerimpedanz und Lagerschädigung bei Stromdurchgang in umrichter gespeisten elektrischen Maschinen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Dissertation, 2016, ISBN 978-3-944653-06-8.
- [3] ADLER, L.: Entstehung und Vermeidung von Lagerströmen. In: *Elektrotechnik und Maschinenbau*, Jahrgang 28, Heft 8 (Wien, Österreich, Februar 1910), S. 157 – 164.
- [4] LIWSCHITZ, M.: Entstehung der Lagerströme und Mittel zu deren Vermeidung. In: *Elektrotechnik und Maschinenbau*, Jahrgang 30, Heft 34 (Wien, Österreich, August 1912), S. 704 – 707.
- [5] PUNGA, F. ; HESS, W.: Eine Erscheinung an Wechsel- und Drehstromgeneratoren. In: *Elektrotechnik und Maschinenbau*, Jahrgang 25, Heft 32 (Wien, Österreich, August 1907), S. 615 – 618.
- [6] ROMANENKO, A. ; AHOLA, J. ; MUETZE, A.: Influence of electric discharge activity on bearing lubricating grease degradation. In: *Proc. of 7th IEEE Energy Conversion Congr. and Expo. (ECCE 2015)*, 20. - 24. September, 2015, Montreal, Kanada, S. 4851 – 4852.

- [7] KOHAUT, A.: *Riffelbildung in Wälzlagern infolge elektrischer Korrosion*, Julius-Maximilians-Universität Würzburg, Deutschland, Habilitation, 1943.
- [8] SCHRÖDER, D.: *Leistungselektronische Schaltungen - Funktion, Auslegung und Anwendung*. 3. Aufl., Heidelberg: Springer-Verlag, 2012, ISBN 978-3-642-30104-9.
- [9] ROCKS, A.: *Einsatz von Metalloxid-Varistoren zum Überspannungsschutz pulsumrichter gespeister Drehfeldmaschinen*, Fachgebiet Hochspannungstechnik, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Dissertation, 2009, URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-19869.
- [10] WIMMER, J. ; STADLER, H.: Lagerströme bei umrichter gespeisten Drehstrommaschinen. In: *antriebstechnik*, Jahrgang 39, Heft 11 (Mainz, Deutschland, November 2000), S. 34 – 38.
- [11] Norm IEC/TS 60034-25, DIN VDE 0530-25:2018-12 . *Wechselstrommaschinen zur Verwendung in Antriebssystemen – Anwendungsleitfaden*.
- [12] TALLAM, R. M. ; LEGGATE, D. ; KIRSCHNIK, D. W. ; LUKASZEWSKI, R. A.: Reducing common-mode current: A modified space vector pulsewidth modulation scheme. In: *IEEE Transactions on Industry Applications*, Jahrgang 20, Heft 6 (USA, September 2014), S. 24 – 32.
- [13] VIDMAR, G. ; MILJAVEC, D.: A universal high-frequency three-phase electric-motor model suitable for the delta- and star-winding connections. In: *IEEE Transactions on Power Electronics (TPEL)*, Jahrgang 30, Heft 8 (USA, August 2015), S. 4365 – 4376.
- [14] TISCHMACHER, H.: *Systemanalysen zur elektrischen Belastung von Wälzlagern bei umrichter gespeisten Elektromotoren*, Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik, Leibniz Universität Hannover, Deutschland, Dissertation, 2017, <https://doi.org/10.15488/9083>.
- [15] MUETZE, A.: *Bearing currents in inverter-fed AC-motors*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Dissertation, 2004, ISBN 978-3-8322-2528-5.

- [16] MAGDUN, O.: *Calculation of high-frequency current distributions in inverter-fed electrical machines*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Dissertation, 2012, ISBN 978-3-8440-1694-9.
- [17] RADNAI, B. ; GEMEINDER, Y.: Untersuchung des Schädigungsmechanismus und der zulässigen Lagerstrombelastung von Wälzlagern in E-Motoren und Generatoren verursacht durch parasitäre hochfrequente Lagerströme. In: *Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA)*, Frankfurt, Deutschland, FVA Heft 1127, 2015.
- [18] KOUTNIK, J. ; HILDINGER, T. ; BRUNS, M.: Ein Sprung nach vorn – drehzahlvariables Pumpspeicherkraftwerk Frades II. In: *Wasserwirtschaft*, Jahrgang 105, Heft 5 (Wiesbaden, Deutschland, Mai 2015), S. 27 – 32.
- [19] MAGDUN, O. ; BINDER, A. ; ROCKS, A. ; HENZE, O.: Prediction of common mode ground current in motors of inverter-based drive systems. In: *Proc. of Int. Aegean Conf. on Electrical Machines and Power Electronics (ACEMP)*, 10. - 12. September, 2007, Bodrum, Türkei, S. 806 – 811.
- [20] SCHINKEL, M. ; WEBER, S. ; GUTTOWSKI, S. ; JOHN, W. ; REICHL, H.: Efficient HF modeling and model parameterization of induction machines for time and frequency domain simulations. In: *Proc. of 21st Annual Applied Power Electronics Conf. and Expo. (APEC)*, 19. März, 2006, Dallas, Texas, USA, S. 1181 – 1186.
- [21] KALTENBACH ELEKTROTECHNIK (Hrsg.): *Datenblatt des Tränkhärzes Dobeckan FN 3400 LV*. [online], verfügbar: <http://www.kaltenbach-online.com/de/produkte/traenkmittel/traenkhärze/dobeckan-fn-3400-lv>: Kaltenbach Elektrotechnik, 2006.
- [22] RÜCKERT, B.: *Direkte Leistungsregelung von doppeltgespeisten Asynchron-
generatoren mit optimaler Gleichtaktspannungsführung zur Minimierung*

- von *Lagerströmen*, Lehrstuhl Elektrische Maschinen und Antriebe, Technische Universität Dresden, Deutschland, Dissertation, 2013, ISBN 978-3-8440-2655-9.
- [23] ZITZELSBERGER, J.: *Optimierte Raumzeigermodulation zur Verringerung gleichtaktbedingter Lagerströme*, Professur für Elektrische Maschinen und Antriebe, Technische Universität Chemnitz, Deutschland, Dissertation, 2007, ISBN 978-3-8322-6646-2.
- [24] BRÄNDLEIN, J. ; ESCHMANN, P. ; HASBARGEN, L. ; WEIGAND, K.: *Die Wälzlagerpraxis*. Mainz: Vereinigte Fachverlage, 1998, ISBN 3-7830-0290-7.
- [25] LELKES, A.: Electronically commutated motors for fan applications. In: *Proc. of the Int. Conf. & Exhibition for Powerelectronics, Drives and Motion (PCIM)*, 04. - 07. September, 2002, Nürnberg, Deutschland, S. 167 – 172.
- [26] HARRIS, T. A.: *Rolling Bearing Analysis*. 5. Aufl., Boca Raton: Taylor & Francis Group, LLC, 2007, ISBN 978-0-8493-7182-0.
- [27] AKAGI, H. ; TAMURA, S.: A passive EMI filter for eliminating both bearing current and ground leakage current from an inverter-driven motor. In: *Proc. of 36th Power Electronics Specialists Conf. (PESC)*, 16. Juni, 2005, Recife, Brasilien, S. 2442 – 2450.
- [28] BHATTACHARYA, S. ; RESTA, L. ; DIVAN, D. M. ; NOVOTNY, D. W.: Experimental comparison of motor bearing currents with PWM hard- and soft-switched voltage-source inverters. In: *IEEE Transactions on Power Electronics*, Jahrgang 14, Heft 3 (USA, Mai 1999), S. 552 – 562.
- [29] BINDER, A. ; MUETZE, A.: Scaling effects of inverter-induced bearing currents in AC machines. In: *Proc. of 11th Int. Conf. on Electric Machines and Drives (IEMDC)*, 03. - 05. Mai, 2007, Antalya, Türkei, S. 1477 – 1483.
- [30] BUSSE, D. ; ERDMAN, J. ; KERKMAN, R. J. ; SCHLEGEL, D. ; SKIBINSKI, G.: Bearing currents and their relationship to PWM drives. In: *Proc. of 21st*

- Annual Conf. on IEEE Industrial Electronics (IECON)*, 06. - 10. November, 1995, Orlando, Florida, USA, S. 698 – 705.
- [31] DE VIVO, B. ; LAMBERTI, P. ; RAIMO, R. ; TUCCI, V. ; PETRARCA, C.: Evaluation of the bearing voltage and the overshoot phase voltage in PWM inverter-fed by means of a multiconductor transmission line model. In: *Proc. of 22nd Int. Symp. on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM)*, 18. - 20. Juni, 2014, Ischia, Italien, S. 1060 – 1064.
- [32] MAGDUN, O. ; GEMEINDER, Y. ; BINDER, A.: Prevention of harmful EDM currents in inverter-fed AC machines by use of electrostatic shields in the stator winding overhang. In: *Proc. of 36th Annual Conf. on IEEE Industrial Electronics (IECON)*, 07. - 10. November, 2010, Glendale, Arizona, USA, S. 962 – 967.
- [33] SUN, Y. ; ESMAELI, A. ; SUN, L.: A new method to mitigate the adverse effects of PWM inverter. In: *Proc. of 1st IEEE Conf. on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, 24. - 26. Mai, 2006, Singapur, CD-ROM, 4 Seiten.
- [34] HEIDLER, B.: *EMV-gerechte Gestaltung einer elektrischen Maschinen für Hybrid- und Elektrofahrzeuge*, Professur für hybridelektrische Fahrzeuge, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Deutschland, Dissertation, 2017, ISBN 978-3-7369-9671-7.
- [35] MIESLINGER, C.: Ströme auf PE/PA-Leitern in Anlagen mit Antriebstechnik - Teil 1: Grundlagen zur Entstehung, kapazitiver Einfluss der Leitungen. In: *Fachzeitschrift: Elektropraktiker*, Jahrgang 71, Heft 4 (Berlin, Deutschland, April 2017), S. 300 – 303.
- [36] MIESLINGER, C.: Ströme auf PE/PA-Leitern in Anlagen mit Antriebstechnik - Teil 2: Einflüsse durch induktive Einkopplung und schlecht entstörte Geräte, Messung und Maßnahmen zur Reduzierung. In: *Fachzeitschrift: Elektropraktiker*, Jahrgang 71, Heft 5 (Berlin, Deutschland, Mai 2017), S. 394 – 397.

- [37] DROZHZHIN, D. ; GRIEPENTROG, G. ; SAUER, A. ; DE MAGLIE, R. ; ENGLER, A.: Suppression of conducted, high frequency signals in aerospace DC/AC converters designed with SiC MOSFETs. In: *Proc. of 18th European Conf. on Power Electronics and Applications (EPE-ECCE Europe)*, 05. - 09. September, 2016, Karlsruhe, Deutschland, CD-ROM, 10 Seiten.
- [38] DROZHZHIN, D. ; GRIEPENTROG, G. ; SAUER, A. ; DE MAGLIE, R. ; ENGLER, A.: Investigation on differential to common mode coupling in the output cable of AC drive for more electric aircraft. In: *Proc. of 19th European Conf. on Power Electronics and Applications (EPE-ECCE Europe)*, 11. - 14. September, 2017, Warschau, Polen, CD-ROM, 10 Seiten.
- [39] DROZHZHIN, D. ; GRIEPENTROG, G.: Simulation of conducted noise of an AC drive by means of mixed mode 6-port networks. In: *Proc. of Int. Symp. on Electromagnetic Compatibility (EMC Europe)*, 27. - 30. August, 2018, Amsterdam, Niederlande, CD-ROM, 6 Seiten.
- [40] DROZHZHIN, D. ; KARAKASLI, V. ; GRIEPENTROG, G.: Comprehensive analysis of Converter Output Voltage for Conducted Noise Simulation. In: *Proc. of Int. Symp. on Electromagnetic Compatibility (EMC Europe)*, 02. - 06. September, 2019, Barcelona, Spanien, S. 42 – 47.
- [41] KARAKASLI, V. ; GRIEPENTROG, G. ; DROZHZHIN, D. ; WEI, J.: Mixed-Mode effect on motor common mode current. In: *Proc. of Int. Applied Computational Electromagnetics Society Symp. (ACES)*, 22. - 26. März, 2020, Monterey, Kalifornien, USA, CD-ROM, 2 Seiten.
- [42] BOGLIETTI, A. ; CARPANETO, E.: An accurate induction motor high-frequency model for electromagnetic compatibility analysis. In: *Electric Power Components and Systems*, Jahrgang 29, Heft 3 (Vereinigtes Königreich, März 2001), S. 191 – 209.
- [43] BOGLIETTI, A. ; CAVAGNINO, A. ; LAZZARI, M.: Experimental high-frequency parameter identification of AC electrical motors. In: *IEEE Transactions on Industry Applications*, Jahrgang 43, Heft 1 (USA, Januar 2007), S. 23 – 29.

- [44] MAGDUN, O. ; BINDER, A.: The high-frequency induction machine parameters and their influence on the common mode stator ground current. In: *Proc. of 20th Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM)*, 02. - 05. September, 2012, Marseille, Frankreich, S. 505 – 511.
- [45] SCHUSTER, K. D.: Kampf der Elektroerosion. In: *Der Konstrukteur - Ampuls der Technik*, Jahrgang 48, Heft 6 (Mainz, Deutschland, Juni 2017), S. 22 – 25.
- [46] LUGT, P. M.: *Grease Lubrication in Rolling Bearings*. Vereinigtes Königreich: John Wiley & Sons, Ltd., 2013, ISBN 978-1-118-35391-2.
- [47] CASTROL (SCHWEIZ) AG (Hrsg.): *ABC der Schmierung - Aufbau, Verwendung und Eigenschaften von Schmierstoffen*. Baarerstr. 139, 6302 Zug: Castrol (Schweiz) AG, August 2007.
- [48] HARMS, K. P.: *Das Buch vom Erdöl*. Deutsche BP Aktiengesellschaft (Hrsg.), 5. Aufl., Hamburg: Reuter und Klöckner, 1989, ISBN 3-921174-10-4.
- [49] SCARLETT, N. A.: Use of grease in rolling bearings. In: *Proc. of Institution of Mechanical Engineers*, Jahrgang 182, Heft 1 (England, September 1967), S. 585 – 624.
- [50] HAMROCK, B. J. ; DOWSON, D.: Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts: Part III-Fully flooded result. In: *Journal of Lubrication Technology*, Jahrgang 99, Heft 2 (New York, USA, April 1977), S. 264 – 275.
- [51] SCHRADER, R.: *Zur Schmierfilmbildung von Schmierölen und Schmierfetten im elastohydrodynamischen Wälzkontakt*, Institut für Maschinenkonstruktion und Tribologie, Leibniz Universität Hannover, Deutschland, Dissertation, 1988.
- [52] GLESS, M.: *Wälzkontaktermüdung bei Mischreibung*, Lehrstuhl für Maschinenelemente und Tribologie, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Deutschland, Dissertation, 2009.

- [53] Norm DIN EN ISO 4287:2010-06 . *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit.*
- [54] STRIBECK, R.: Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager. In: *Neu Babelsberg: VDI-Berichte*, 1902, S. 1463 – 1469.
- [55] SAUER, B.: *Konstruktionselemente des Maschinenbaus* 2. 8. Aufl., Heidelberg: Springer Vieweg, 2018, ISBN 978-3-642-39503-1.
- [56] PRASHAD, H.: *Tribology in electrical environments*. Hyderabad, Indien: Elsevir, 2006, ISBN 978-0-444-51880-4.
- [57] NISCH, A. ; HELLER, M. ; WONDRAK, W. ; BUCHER, A. ; HASENOHR, C. ; KEFER, K. ; LUNZ, B. ; PAWELLEK, A. ; SMIT, A. ; GÄRTNER, M. ; TWARDON, N. ; KIRCHENBERGER, U.: Simulation and measurement-based analysis of efficiency improvement of SiC MOSFETs in a series-production ready 300 kW / 400 V automotive traction inverter. In: *Proc. of 22nd European Conf. on Power Electronics and Applications (EPE-ECCE Europe)*, 07. - 11. September, 2020, Lyon, Frankreich, (online), 10 Seiten.

Eigene und Ko-Autor

Veröffentlichungen

- [E1] GEMEINDER, Y. ; SCHUSTER, M. ; RADNAI, B. ; SAUER, B. ; BINDER, A.: Calculation and validation of a bearing impedance model for ball bearings and the influence on EDM-currents. In: *Proc. of 21st Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM)*, 02. - 05. September, 2014, Berlin, Deutschland, S. 1798 – 1804.
- [E2] SCHUSTER, M. ; BINDER, A.: Comparison of different inverter-fed AC motor types regarding common-mode bearing currents. In: *Proc. of 7th IEEE Energy Conversion Congr. and Expo. (ECCE 2015)*, 20. - 24. September, 2015, Montreal, Kanada, S. 2762 – 2768.
- [E3] SCHUSTER, M. ; MASENDORF, D. ; BINDER, A.: Two PMSMs and the influence of their geometry to common-mode bearing currents. In: *Proc. of 22nd Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM)*, 04. - 07. September, 2016, Lausanne, Schweiz, S. 2128 – 2134.
- [E4] BINDER, A. ; SCHUSTER, M. ; ERD, N.: Expected du/dt -effects in electrical machines fed by SiC-inverter. In: *Proc. of the German-Corean Symp. on Power Electronics and Electrical Drives*, 30. Juni - 01. Juli, 2017, Berlin, Deutschland, 24 Folien.
- [E5] SCHUSTER, M. ; BINDER, A.: Bearing currents of a 2.4 kW-PM synchronous

- motor fan drive with integrated frequency inverter. In: *Proc. of 19th European Conf. on Power Electronics and Applications (EPE-ECCE Europe)*, 11. - 14. September, 2017, Warschau, Polen, CD-ROM, 10 Seiten.
- [E6] SCHUSTER, M. ; BINDER, A.: Comparison of an 1.1 kW-induction machine and a 1.5 kW-PMSM regarding common mode bearing currents. In: *Proc. of 23rd Symp. on Power Electronics and Electrical Drives (SPEEDAM)*, 20. - 22. Juni, 2018, Amalfi, Italien, 6 Seiten.
- [E7] GEMEINDER, Y. ; WEICKER, M. ; BINDER, A.: EDM-Lagerströme und mögliche Abhilfemaßnahmen im elektrischen Traktionssystem. In: *Proc. of VDI-Fachkonferenz „Der E-Motor im elektrifizierten Antriebsstrang“*, 06. - 07. November, 2019, Nürnberg, Deutschland, 32 Folien.
- [E8] BECHEV, D. ; WEICKER, M. ; BINDER, A. ; SAUER, B.: Methodik zur praxisnahen Charakterisierung von elektrischen Schmierstoffeigenschaften zur Verbesserung der rechnerischen Vorhersage von Lagerströmen. In: *Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA)*, Frankfurt, Deutschland, FVA Heft 1387, 2020.
- [E9] WEICKER, M. ; BELLO, G. ; BINDER, A.: Influence of system parameters in variable speed AC-induction motor drives on parasitic electric bearing currents. In: *Proc. of 22nd European Conf. on Power Electronics and Applications (EPE-ECCE Europe)*, 07. - 11. September, 2020, Lyon, Frankreich, (online), 10 Seiten.
- [E10] KAMPEN, D. ; WEICKER, M.: Effect of passive inverter output motor filters on drive systems. In: *Proc. of 22nd European Conf. on Power Electronics and Applications (EPE-ECCE Europe)*, 07. - 11. September, 2020, Lyon, Frankreich, (online), 10 Seiten.
- [E11] SAFDARZADEH, O. ; WEICKER, M. ; BINDER, A. ; GRAF, S. ; SAUER, B.: Modelling of the electric bearing contact at parasitic electric bearing current flow in inverter-fed electrical motors for e-mobility. In: *12th Expert Fo-*

rum E-MOTIVE, Int. Conf. on Electric Vehicle Drives, 16. - 17. September, 2020, Wolfsburg, Deutschland, (online), 8 Seiten.

Betreute Studien-, Bachelor- und Masterarbeiten

- [T1] FRIESS, Jan: *Entwicklung und Validierung eines Ersatzschaltbilds für Rotor-Erd-Ströme anhand eines synthetischen Prüfstands*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Masterarbeit Nr. M 26, 2014
- [T2] MASENDORF, Daniel: *Lagerstrommessung und Modellbildung zweier PM-Synchronmaschinen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Masterarbeit Nr. M 34, 2015
- [T3] BOCK, Marcel: *Aktuelle Abhilfemaßnahmen und –methoden für Lagerströme bei umrichter gespeisten Elektromotoren – eine Übersicht (Juli 2015)*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Literaturproseminar, 2015
- [T4] WINTERSTEIN, Nicolai: *Entwicklung und Validierung eines Ersatzschaltbildes für Lagerströme für einen permanentmagneterregten Lüftermotor*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 24, 2015
- [T5] KAMPHAUSEN, Arne: *Erweiterung des Lagerimpedanz-Berechnungsprogramms zur Berechnung von Zylinderrollenlager*,

Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Studienarbeit Nr. S 608, 2015

- [T6] RZEPKA, Paul: *Messtechnische Verifizierung des Lagerimpedanzmodells am Lagertyp 6209 C3*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Masterarbeit Nr. M 37, 2015
- [T7] HASSLER, Dominik: *Entwicklung und Validierung eines Erd-Strom-Modells für umrichter gespeiste Asynchronmaschinen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 26, 2016
- [T8] ZAFFAR, Musawar: *Validierung und messtechnische Verifizierung von Abhilfemaßnahmen zur Reduzierung von schädlichen Stromdurchgängen im Wälzlager bei umrichter gespeisten elektrischen Antrieben*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 27, 2016
- [T9] PERABO, Florian: *Identifikation von Lagerströmen in Abhängigkeit der Betriebsparameter Drehzahl, radialer und axialer Lagerbelastung an einem 2,4 kW-PM-Lüftermotor*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Studienarbeit Nr. S 610, 2016
- [T10] KELES, Mehmet: *Kontaktwiderstände - Eine Übersicht*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Literaturproseminar, 2017
- [T11] KAUFMANN, Philipp: *Messtechnische Ermittlung des Schmierfetteinflusses auf die Ausbildung von Lagerströmen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 31, 2017
- [T12] ELMOSSALLAMY, Hossam: *Validierung einer kombinierten Abhilfemaßnahme gegen Zirkular- und EDM-Lagerströme nach IEC 60034-25 an*

- einer 110 kW-Asynchronmaschine mit dem Lagertyp 6316 C3*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 33, 2017
- [T13] SPRINGER, Jonas: *Identifikation von Lagerströmen und deren Vergleich bei einem Asynchronmotor und einem PM-Servomotor*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 35, 2017
- [T14] SCHWEBACH, Martin: *Validierung und messtechnische Verifizierung von Filtertechnologien zur Reduzierung von schädlichen Stromdurchgängen im Wälzlager bei umrichter gespeisten elektrischen Antrieben*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 38, 2017
- [T15] KELES, Mehmet: *Einfluss von leitfähigen Radial-Wellendichtringen auf Lagerströme bei umrichter gespeisten elektrischen Antrieben*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 40, 2017
- [T16] HERBER, Lorenz: *Erweiterung des Lagerstromtools um die Berechnung des Linienkontakts und der Axialrillenkugellager*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 44, 2018
- [T17] URBAN, Andrej: *Messtechnische Ermittlung des Schmierfett-Einflusses auf die Ausbildung von Rotor-Erd-Lagerströmen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 46, 2018
- [T18] REINIG, Oliver: *Vermessung von Ringbandkernen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Literaturproseminar, 2018
- [T19] CHAULAGAIN, Anil: *Modellbildung und Simulation eines Umrichter-Motor-Systems, bestehend aus verschiedenen Filtern und Motorzuleitungs-*

kabeln, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 50, 2019

- [T20] BELLO, Guilherme: *Auswirkungen von Änderungen am System, bestehend aus Umrichter, Filter und Motorzuleitungskabel, auf Lagerströme im Asynchronmotor*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Masterarbeit Nr. M 54, 2019
- [T21] SOMMER, Benno: *Messtechnische Ermittlung des Schmierfett-Einflusses auf die Ausbildung von Lagerströmen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 52, 2019
- [T22] SCHROIFF, Philip: *Auswirkungen von Änderungen am System, bestehend aus Umrichter, Ringkernen und Motorzuleitungskabeln, auf Lagerströme im Asynchronmotor*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 56, 2020
- [T23] SEMMLER, Vincent: *Erweiterung des Lagerimpedanz-Berechnungsprogramms um eine Lebensdauerabschätzung*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Bachelorarbeit Nr. B 61, 2020
- [T24] KADLECEK, Daniel: *Entwicklung und Aufbau einer kontaktlosen Temperaturmessung im Rotor sowie einer Temperaturregelung für Wälzlager*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Masterarbeit Nr. M 59, 2021

Nicht publizierte Arbeiten

- [N1] BARBER, Stephan: *Entwicklung und Aufbau eines Messsystems für Lagerschwingungen unter Verwendung von LabVIEW und Beckhoff EtherCAT Feldbuskomponenten*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Diplomarbeit Nr. D 655, 2012.
- [N2] DEUSINGER, Björn: *Programmierung und Software - Modularer Aufbau einer automatischen Messumgebung für das Oszilloskop LT364 mittels LabVIEW*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Studienarbeit Nr. S 590, 2011.
- [N3] GEMEINDER, Yves: *Design of bearing current test motors for adjusting operation parameters to assess their influences on bearing wear*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Diplomarbeit Nr. D 638, 2009.
- [N4] NEEB, Theodor: *Messtechnische Ermittlung des Schmierfetteinflusses auf die Ausbildung von Lagerströmen*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Studienarbeit Nr. S 602, 2011.
- [N5] NEEB, Theodor: *Frequenzabhängige Analyse der Impedanz von Rillenkugellagern bei Einsatz von verschiedenen Lagerfetten*, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Diplomarbeit Nr. D 653, 2012.
- [N6] SCHUSTER, Martin: *Einfluss der Betriebsparameter auf die Ausbildung von Zirkular-Lagerströmen und der Lagerimpedanz für den Lagertyp 6316 C3*,

Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Masterarbeit Nr. M 11, 2013.

- [N7] POPOW, Vitalij: *Programmtechnische Umsetzung von resultierenden Wälzkörperkräften bei einem Radial/Schräggugellager unter kombinierter Belastung*, Lehrstuhl für Maschinenelemente und Getriebetechnik, Technische Universität Kaiserslautern, Studienprojekt Nr. 773/12, 2012.

Anhang A

Verwendete Messgeräte

Oszilloskop:

Hersteller: *Le Croy*; Modell: LT 364L - (0 ... 500 MHz); sample rate 1 GS/s;
Speichertiefe 2 M-points

Spannungstastköpfe:

Hersteller: *Le Croy*; Modell: PPE100XDIF - 0 ... 4000 V; 1:100; (0 ... 400) MHz
Hersteller: *PMS*; Modell: 223A; 1:10; (0 ... 150) MHz

Differenzverstärker:

Hersteller: *Le Croy*; Modell: DT 9010 - (0 ... 1000) V; 1:10; (0 ... 80) MHz

Strommesszangen:

Hersteller: *LEM*; Modell: PR50 - (0 ... 30) A(rms); 50 A peak; (0 ... 50) MHz
Hersteller: *Tektronix*; Modell: A6303 - 100 A peak; (0 ... 100) MHz

Temperatur- und Luftfeuchtheitsmessung:

Hersteller: *Chauvin Arnoux*; Modell: Thermohygrometer C.A 1244 Hersteller:
Greisinger; Modell: GMH3230, GMH3710

Auflichtmikroskop:

Hersteller: *Zeiss*; Stereomikroskop DV4 mit der Erweiterung Kamera-Set Canon
Kompakt-Digital Power-Shot G10 M52 einschließlich Filteradapter M52 und Carl
Zeiss Vision in der Version 4.9

RLC-Messgerät:

Hersteller: *Hewlett Packard*; Modell: Impedance Analyzer 4192A - 5 Hz ... 13 MHz

Heizelemente:

Düsenheizbänder:

Hersteller: *Keller, Ihne & Tesch KG*

Baureihe: Typ DGM

- DGM 110D 25L 230/250 V 800 W

- DGM 100D 25L 230/250 V 800 W

- DGM 75D 25L 230/250 V 325 W

Heizpatrone:

Hersteller: *Keller, Ihne & Tesch KG*

Baureihe: Typ HPS

- HPS D10 50L 230 V 250 W

Anhang B

Lagerstrommessungen

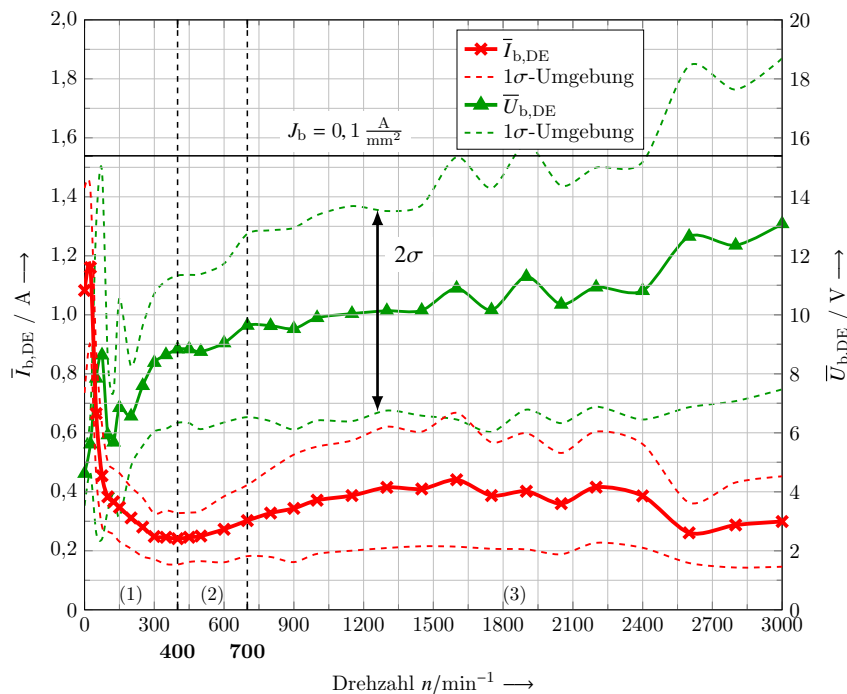


Abbildung B.1: Aus den gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werten des Lagerstroms $I_{b,DE,pk-to-pk}$ und der Lagerspannung $U_{b,DE,pk-to-pk}$ berechnete Mittelwerte $\bar{I}_{b,DE}$ und $\bar{U}_{b,DE}$ auf der Antriebsseite der *PMSM* sowie deren Standardabweichungen über dem Drehzahlbereich 0 bis 3000 min^{-1} beim Betrieb mit dem Umrichter *Danfoss FC 302*. Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben. Taktfrequenz $f_{IGBT} = 4,5 \text{ kHz}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_b = 40^\circ \text{C}$.

Im Bereich (1) treten Zirkular-Lagerströme auf, Bereich (2) kennzeichnet ein Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und im Bereich (3) wurden nur EDM-Lagerströme gemessen. Eingezeichnet ist die scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme.

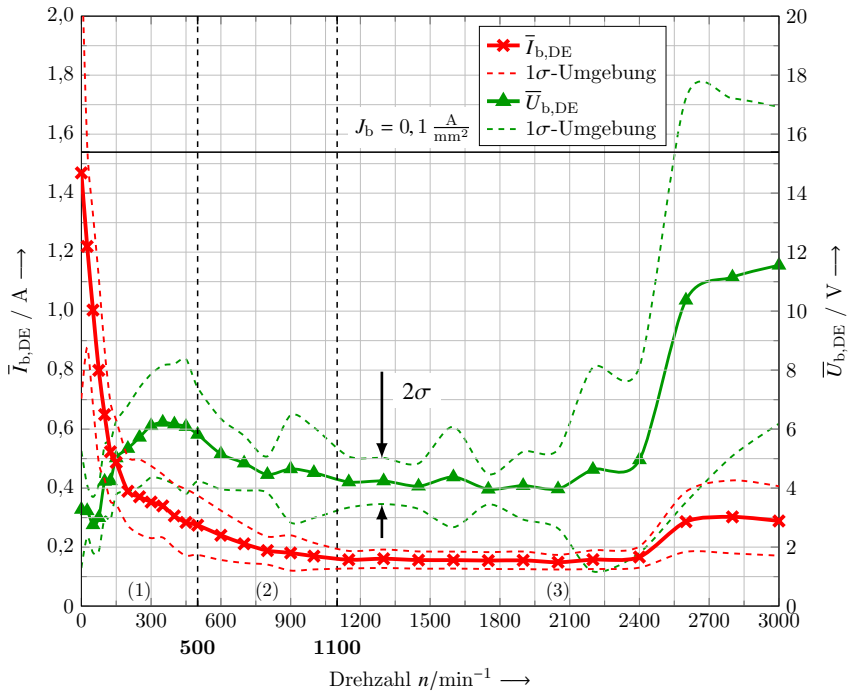


Abbildung B.2: Wie Abbildung B.1, jedoch bei einer mittleren Lagertemperatur von $\vartheta_b = 80^\circ\text{C}$.

Aus den gemessenen Spitze-zu-Spitze-Werten des Lagerstroms $I_{b,DE,pk-to-pk}$ und der Lager-spannung $U_{b,DE,pk-to-pk}$ berechnete Mittelwerte $\bar{I}_{b,DE}$ und $\bar{U}_{b,DE}$ auf der Antriebsseite der *PMSM* sowie deren Standardabweichungen über dem Drehzahlbereich 0 bis 3000 min^{-1} beim Betrieb mit dem Umrichter *Danfoss FC 302*. Das Messverfahren ist in Abschnitt 1.2 beschrieben.

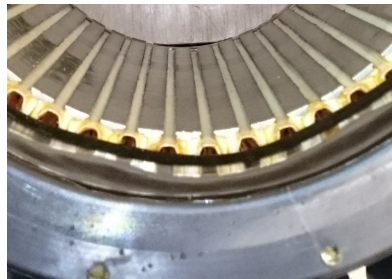
Im Bereich (1) treten Zirkular-Lagerströme auf, Bereich (2) kennzeichnet ein Übergangsgebiet zu EDM-Lagerströmen und im Bereich (3) wurden nur EDM-Lagerströme gemessen. Eingezeichnet ist die scheinbare Lagerstromdichte $J_b = 0,1\text{ A/mm}^2$ als Untergrenze für mögliche schädigende Lagerströme.

Anhang C

Wickelkopf der PMSM



a)



b)

Abbildung C.1: Foto des Wickelkopfausschnitts vom Stator der a) *PMSM1* und b) der *PMSM2* mit Polyimidkappe.

Anhang D

Kenndaten der Wälzlagerschmierfette

In den Tabellen D.1, D.2 und D.3 stehen die wesentlichen elektrischen Schmierfettkenndaten die Permittivitätszahl $\epsilon_{r,grease}$ sowie der spezifische elektrische Widerstand ρ_{grease} , die den elektrischen Lagerwiderstand bei Vollschnierung charakterisieren.

Tabelle D.1: Wesentliche Kenndaten der untersuchten Schmierfette G1 bis G5 aus [2] und [17] zur Charakterisierung der elektrischen Eigenschaften.

| | Grundöl | Verdicker | $\epsilon_{r,grease} / -$ | $\rho_{grease} / \Omega \cdot cm$ |
|----|----------------|-----------|---------------------------|-----------------------------------|
| G1 | Mineralöl | Lithium | 3,3 | $1,0 \cdot 10^{13}$ |
| G2 | Esteröl | Polyurea | 4,6 | $3,7 \cdot 10^6$ |
| G3 | Esteröl | Polyurea | 4,6 | $2,9 \cdot 10^9$ |
| G4 | Synth. Kohlen- | Lithium | 2,2 | $1,0 \cdot 10^4$ |
| G5 | wasserstoffe | Lithium | 2,2 | $1,0 \cdot 10^{13}$ |

Tabelle D.2: Wesentliche Kenndaten der untersuchten Schmierfette G6 bis G9 im Rahmen der Industriegruppe “Bearing currents“ am Institut für Elektrische Energiewandlung der Technischen Universität Darmstadt zur Charakterisierung der elektrischen Eigenschaften.

| | Grundöl | Verdicker | $\epsilon_{r,\text{grease}} / -$ | $^1 \rho_{\text{grease}} / \Omega \cdot \text{cm}$ |
|----|--------------------|-----------|----------------------------------|----------------------------------------------------|
| G6 | Esteröl / PAG | Lithium | n. a. | $9,8 \cdot 10^8$ |
| G7 | Esteröl / PAG | Lithium | n. a. | $0,9 \cdot 10^6$ |
| G8 | Esteröl / Synth. | Lithium | n. a. | $1,0 \cdot 10^9$ |
| G9 | Kohlenwasserstoffe | Lithium | n. a. | $9,5 \cdot 10^6$ |

¹ Gemessener spezifischer elektrischer Widerstand nach DIN EN 62631-3-1.

Tabelle D.3: Wesentliche Kenndaten der untersuchten Schmierfette F1 bis F9 aus [E8] zur Charakterisierung der elektrischen Eigenschaften.

| | Grundöl | Verdicker | $^1 \epsilon_{r,\text{grease}} / -$ | $\rho_{\text{grease}} / \Omega \cdot \text{cm}$ |
|----|------------------|-----------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------------------|
| F1 | Mineralöl | Lithium | 2,8 | $1,0 \cdot 10^{14}$ |
| F2 | Polyalphaolefine | Lithium | 2,7 | $1,0 \cdot 10^{14}$ |
| F3 | Polyalphaolefine | Polyharnstoff TA ² | 2,2 | $1,0 \cdot 10^{14}$ |
| F4 | Polyglykole | Lithium | 6,8 | $1,0 \cdot 10^8$ |
| F5 | Polyglykole | Lithium mit 5 % Indiumzinnoxid | 7,1 | $1,4 \cdot 10^6$ |
| F6 | n. a. | n. a. | 4,1 | $2,0 \cdot 10^9$ |
| F7 | n. a. | n. a. | 3,8 | $3,0 \cdot 10^6$ |
| F8 | n. a. | n. a. | 4,5 | $1,0 \cdot 10^6$ |
| F9 | Mineralöl | Lithium mit 10 % Kupferpulver | 3,5 | $1,0 \cdot 10^4$ |

¹ Gemessene Permittivitätszahl des Schmierfetts im Zylinder-Prüfkondensator EPSILON Plus der Firma *Flucon*: Messfrequenz $f = 100 \text{ kHz}$, Prüfspannung $1,5 \text{ V}$, Prüftemperatur $\vartheta_{\text{grease}} = 60^\circ \text{C}$.

² TA: TDI-Anilin, TDI: Toluyldiisocyanat

Anhang E

Zusätzliche Messung

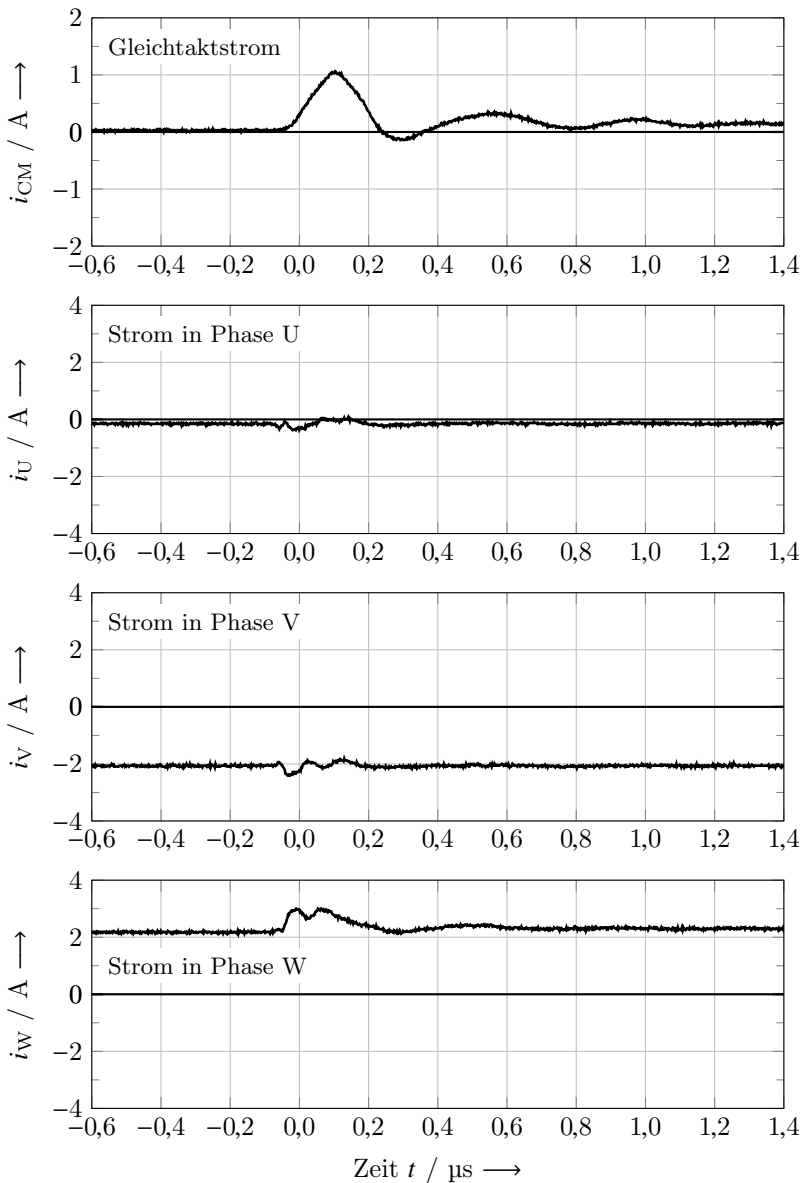


Abbildung E.1: Gemessener Gleichtaktstrom i_{CM} sowie gemessene Phasenströme i_{U} , i_{V} und i_{W} mit vier gleichen Strommesszangen am 1,5 kW-Asynchronmotor bei Rotordrehzahl $n = 1000 \text{ min}^{-1}$. Die Lagertemperatur beträgt $\vartheta_{\text{b}} = 28^\circ\text{C}$ und die Umrichterschaltfrequenz ist auf 10 kHz eingestellt.

Die Addition der drei Phasenströme ist identisch mit der Messung des Gleichtaktstroms.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Martin Weicker geb. Schuster
geboren am 27. März 1988
in Heppenheim (Hessen, Deutschland)

Studium und Schulausbildung

| | |
|-------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 2010 – 2013 | Technische Universität Darmstadt Abschluss Master of Science Mechatronik, Vertiefungsrichtung Mechatronic Drives |
| 2007 – 2010 | Technische Universität Darmstadt Abschluss Bachelor of Science Mechatronik |
| 1998 – 2007 | Altes Kurfürstliches Gymnasium (AKG), Bensheim Zentralabitur 2007 |

Berufliche Praxis

| | |
|--------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Seit 12/2013 | Wissenschaftlicher Mitarbeiter Institut für Elektrische Energiewandlung Technische Universität Darmstadt |
|--------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|

Ehrenamtliche Tätigkeiten

| | |
|-----------------------|----------------------------------------------------------------------------------------|
| Deutsches Rotes Kreuz | Seit 2005 Mitglied im Deutschen Roten Kreuz Seit 2006 als Sanitätshelfer im Einsatz |
| Pfarrgemeinderat | Mitglied seit 2007 |
| Kolping | Mitglied seit 2011 |

ORCID-iD:

<https://orcid.org/0000-0002-6080-3417>

Bensheim, den 26.01.2021

Martin Weicker, M.Sc.